



This is a digital copy of a book that was preserved for generations on library shelves before it was carefully scanned by Google as part of a project to make the world's books discoverable online.

It has survived long enough for the copyright to expire and the book to enter the public domain. A public domain book is one that was never subject to copyright or whose legal copyright term has expired. Whether a book is in the public domain may vary country to country. Public domain books are our gateways to the past, representing a wealth of history, culture and knowledge that's often difficult to discover.

Marks, notations and other marginalia present in the original volume will appear in this file - a reminder of this book's long journey from the publisher to a library and finally to you.

Usage guidelines

Google is proud to partner with libraries to digitize public domain materials and make them widely accessible. Public domain books belong to the public and we are merely their custodians. Nevertheless, this work is expensive, so in order to keep providing this resource, we have taken steps to prevent abuse by commercial parties, including placing technical restrictions on automated querying.

We also ask that you:

- + *Make non-commercial use of the files* We designed Google Book Search for use by individuals, and we request that you use these files for personal, non-commercial purposes.
- + *Refrain from automated querying* Do not send automated queries of any sort to Google's system: If you are conducting research on machine translation, optical character recognition or other areas where access to a large amount of text is helpful, please contact us. We encourage the use of public domain materials for these purposes and may be able to help.
- + *Maintain attribution* The Google "watermark" you see on each file is essential for informing people about this project and helping them find additional materials through Google Book Search. Please do not remove it.
- + *Keep it legal* Whatever your use, remember that you are responsible for ensuring that what you are doing is legal. Do not assume that just because we believe a book is in the public domain for users in the United States, that the work is also in the public domain for users in other countries. Whether a book is still in copyright varies from country to country, and we can't offer guidance on whether any specific use of any specific book is allowed. Please do not assume that a book's appearance in Google Book Search means it can be used in any manner anywhere in the world. Copyright infringement liability can be quite severe.

About Google Book Search

Google's mission is to organize the world's information and to make it universally accessible and useful. Google Book Search helps readers discover the world's books while helping authors and publishers reach new audiences. You can search through the full text of this book on the web at <http://books.google.com/>



A propos de ce livre

Ceci est une copie numérique d'un ouvrage conservé depuis des générations dans les rayonnages d'une bibliothèque avant d'être numérisé avec précaution par Google dans le cadre d'un projet visant à permettre aux internautes de découvrir l'ensemble du patrimoine littéraire mondial en ligne.

Ce livre étant relativement ancien, il n'est plus protégé par la loi sur les droits d'auteur et appartient à présent au domaine public. L'expression "appartenir au domaine public" signifie que le livre en question n'a jamais été soumis aux droits d'auteur ou que ses droits légaux sont arrivés à expiration. Les conditions requises pour qu'un livre tombe dans le domaine public peuvent varier d'un pays à l'autre. Les livres libres de droit sont autant de liens avec le passé. Ils sont les témoins de la richesse de notre histoire, de notre patrimoine culturel et de la connaissance humaine et sont trop souvent difficilement accessibles au public.

Les notes de bas de page et autres annotations en marge du texte présentes dans le volume original sont reprises dans ce fichier, comme un souvenir du long chemin parcouru par l'ouvrage depuis la maison d'édition en passant par la bibliothèque pour finalement se retrouver entre vos mains.

Consignes d'utilisation

Google est fier de travailler en partenariat avec des bibliothèques à la numérisation des ouvrages appartenant au domaine public et de les rendre ainsi accessibles à tous. Ces livres sont en effet la propriété de tous et de toutes et nous sommes tout simplement les gardiens de ce patrimoine. Il s'agit toutefois d'un projet coûteux. Par conséquent et en vue de poursuivre la diffusion de ces ressources inépuisables, nous avons pris les dispositions nécessaires afin de prévenir les éventuels abus auxquels pourraient se livrer des sites marchands tiers, notamment en instaurant des contraintes techniques relatives aux requêtes automatisées.

Nous vous demandons également de:

- + *Ne pas utiliser les fichiers à des fins commerciales* Nous avons conçu le programme Google Recherche de Livres à l'usage des particuliers. Nous vous demandons donc d'utiliser uniquement ces fichiers à des fins personnelles. Ils ne sauraient en effet être employés dans un quelconque but commercial.
- + *Ne pas procéder à des requêtes automatisées* N'envoyez aucune requête automatisée quelle qu'elle soit au système Google. Si vous effectuez des recherches concernant les logiciels de traduction, la reconnaissance optique de caractères ou tout autre domaine nécessitant de disposer d'importantes quantités de texte, n'hésitez pas à nous contacter. Nous encourageons pour la réalisation de ce type de travaux l'utilisation des ouvrages et documents appartenant au domaine public et serions heureux de vous être utile.
- + *Ne pas supprimer l'attribution* Le filigrane Google contenu dans chaque fichier est indispensable pour informer les internautes de notre projet et leur permettre d'accéder à davantage de documents par l'intermédiaire du Programme Google Recherche de Livres. Ne le supprimez en aucun cas.
- + *Rester dans la légalité* Quelle que soit l'utilisation que vous comptez faire des fichiers, n'oubliez pas qu'il est de votre responsabilité de veiller à respecter la loi. Si un ouvrage appartient au domaine public américain, n'en déduisez pas pour autant qu'il en va de même dans les autres pays. La durée légale des droits d'auteur d'un livre varie d'un pays à l'autre. Nous ne sommes donc pas en mesure de répertorier les ouvrages dont l'utilisation est autorisée et ceux dont elle ne l'est pas. Ne croyez pas que le simple fait d'afficher un livre sur Google Recherche de Livres signifie que celui-ci peut être utilisé de quelque façon que ce soit dans le monde entier. La condamnation à laquelle vous vous exposeriez en cas de violation des droits d'auteur peut être sévère.

À propos du service Google Recherche de Livres

En favorisant la recherche et l'accès à un nombre croissant de livres disponibles dans de nombreuses langues, dont le français, Google souhaite contribuer à promouvoir la diversité culturelle grâce à Google Recherche de Livres. En effet, le Programme Google Recherche de Livres permet aux internautes de découvrir le patrimoine littéraire mondial, tout en aidant les auteurs et les éditeurs à élargir leur public. Vous pouvez effectuer des recherches en ligne dans le texte intégral de cet ouvrage à l'adresse <http://books.google.com>

BULLETIN
DE
L'ASSOCIATION TECHNIQUE
MARITIME



N° 12
SESSION DE 1901

VM 2

A 84



GIFT OF

DR. WILLIAM F. DURAND



BULLETIN
DE
L'ASSOCIATION TECHNIQUE
MARITIME.



BULLETIN
DE
L'ASSOCIATION TECHNIQUE
MARITIME.

N° 12.

SESSION DE 1901.



PARIS,

GAUTHIER-VILLARS, IMPRIMEUR-LIBRAIRE

DU BUREAU DES LONGITUDES, DE L'ÉCOLE POLYTECHNIQUE,

Quai des Grands-Augustins, 55.

1901

H.

568130

УДАЯЛИ ОБОЗНАЧЕНИЯ

BULLETIN
DE
L'ASSOCIATION TECHNIQUE
MARITIME.

STATUTS

APPROUVÉS PAR L'ASSEMBLÉE GÉNÉRALE DU 1^{er} DÉCEMBRE 1888,
MODIFIÉS PAR LES ASSEMBLÉES GÉNÉRALES DU 17 JANVIER 1893, DU 15 JUIN 1898
ET DU 29 MAI 1899.

But de l'institution.

ART. 1. — Il est créé à Paris une *Association technique maritime* ayant pour but de perfectionner la construction et l'armement des navires :

1^o En rassemblant en commun les résultats de l'expérience acquise isolément par les constructeurs, mécaniciens, officiers de marine, armateurs, yachtsmen et autres, et qui, sans valeur lorsqu'ils restent isolés, peuvent aider au progrès des constructions lorsqu'ils se trouveront condensés dans une publication spéciale ;

2^o En faisant connaître les résultats des travaux accomplis à l'étranger, et en constituant des archives renfermant tous les renseignements utiles aux industries maritimes ;

3^o En mettant à la disposition de l'initiative individuelle la force collective de l'institution pour étudier les inventions nouvelles, discuter les théories et problèmes techniques, et poursuivre les recherches expérimentales et autres, qui peuvent être de nature à faire progresser la science des constructions navales et les méthodes d'exploitation maritime.

Organisation.

ART. 2. — L'Association technique maritime se composera de *membres donateurs*, de *membres adhérents* et de *membres honoraires*.

Les membres donateurs et adhérents seront convoqués en assemblée générale chaque année, afin d'élire les membres du Bureau et le trésorier pour l'année suivante. Les membres du Bureau ainsi que le trésorier sont rééligibles.

§ 1. Tout candidat devra être âgé de 21 ans, au moins, et être présenté par deux membres au moins.

Les officiers des différents corps de la marine militaire seront admis sans avoir besoin de présentation.

Pourront être nommés *membres donateurs*, sur leur demande, les Sociétés ou Collectivités quelconques, admises par le Bureau, ainsi que toute personne remplissant les conditions nécessaires pour être admise comme membre adhérent. Les Sociétés ou Collectivités peuvent se faire représenter par un délégué aux assemblées générales.

§ 2. Le titre de *membre honoraire* pourra être donné aux personnes auxquelles l'Association désirera conférer une distinction honorifique.

§ 3. Auront droit au titre de *membre fondateur* les membres du Comité d'organisation et les premiers adhérents.

§ 4. L'admission provisoire des membres nouveaux sera prononcée par le Bureau.

L'admission sera rendue définitive par le vote de l'assemblée générale.

§ 5. Le Bureau peut prononcer pour motifs graves l'exclusion d'un membre, lequel est préalablement appelé à fournir des explications. La décision du Bureau peut être déferée par le membre intéressé à la plus prochaine assemblée générale.

Administration.

ART. 3. — L'Association sera administrée par son Bureau, composé d'un président, de six vice-présidents, d'un secrétaire général, d'un secrétaire, d'un secrétaire adjoint et d'un trésorier.

Le Bureau s'adjoindra un certain nombre de membres adhérents, pouvant s'élever à vingt, pour former un *Comité d'études*, qui examinera les communications adressées à l'Association, décidera s'il y a lieu de les publier dans le *Bulletin* ou de les lire à l'assemblée générale, prendra toutes les mesures propres à favoriser le développement de l'Association, la création d'archives aussi complètes que possible, etc.

§ 1. Ce Comité d'études se réunira sous la présidence du président ou de l'un des vice-présidents, chaque fois que le Bureau le jugera nécessaire.

§ 2. Les fonctions du secrétaire général consisteront à diriger la correspondance de l'Association, à tenir les procès-verbaux de toutes les séances, à s'occuper de la publication des Mémoires, à prendre soin de la bibliothèque et des collections de la Société, à diriger la préparation des comptes.

§ 3. Le secrétaire général sera assisté du secrétaire et du secrétaire adjoint. Ce dernier sera chargé spécialement de la bibliothèque et de l'impression du *Bulletin de l'Association*.

Assemblée générale.

ART. 4. — Une assemblée générale de l'Association aura lieu chaque année à Paris, au siège provisoire de la Société, rue de l'Arcade, 16.

§ 1. L'ordre du jour de l'assemblée générale sera fixé ainsi qu'il suit :

- 1° Lecture des rapports du Comité d'études et du trésorier;
- 2° Élection du Bureau pour l'année suivante;
- 3° Lecture et discussion des Mémoires approuvés par le Comité d'études;
- 4° Modification des statuts s'il y a lieu.

Le nouveau Bureau entrera en fonctions à partir de la clôture de l'assemblée générale.

Cotisations.

ART. 5. — § 1. Les membres donateurs payeront une cotisation unique de 1000^{fr}; ils recevront le *Bulletin de l'Association*. Les membres adhérents payeront une cotisation annuelle de 30^{fr}; ils recevront en échange le *Bulletin de l'Association*.

La cotisation annuelle pourra être remplacée par un payement unique de 400^{fr}, qui donnera droit au titre de souscripteur perpétuel.

§ 2. A défaut de payement pendant deux années consécutives, le Bureau pourra proposer la radiation.

Le Bureau pourra accorder des dispenses de cotisation aux membres et associés qui se trouveront dans des conditions spéciales, ou accepter en payement des livres ou autres objets utiles à l'Association.

Les membres honoraires ne payeront pas de cotisation.

§ 3. Les cotisations sont dues à compter du 1^{er} janvier de chaque année, quelle que soit l'époque de l'admission. La première année se comptera à partir du 1^{er} janvier 1889.

Emploi des fonds.

ART. 6. — Les ressources provenant des cotisations et des dons faits à l'Association seront employées au payement des frais de toute sorte supportés par l'administration, à la publication du *Bulletin*, à la constitution d'une bibliothèque technique, etc.

Les sommes restant en caisse à la fin de chaque année seront placées par les soins du Bureau, et réservées pour faire face aux dépenses exceptionnelles que l'Association peut avoir à supporter.

Dispositions légales.

ART. 7. — Nul ne peut être élu membre du Bureau s'il n'est Français et s'il ne jouit pas de ses droits civils et politiques.

ART. 8. — Le président de la Société fera connaître en temps utile à l'autorité les changements qui viendront à se produire dans la composition du Bureau.

Il adressera chaque année à M. le Préfet de police un compte rendu sur la situation morale et financière de la Société.

ART. 9. — Les discussions politiques et religieuses sont formellement interdites dans les réunions.

ART. 10. — Les modifications statutaires qui seraient adoptées ne pourront être mises en vigueur sans l'approbation préalable de l'autorité.

ART. 11. — La dissolution de l'Association ne pourra être prononcée que par une assemblée générale, et à la majorité des deux tiers des membres présents.

ART. 12. — En cas de dissolution, les fonds restant en caisse, après toutes dépenses soldées, seront versés à une Société scientifique ou à une Société de bienfaisance, selon la décision prise à ce sujet par l'assemblée générale.

NOTA. — Les correspondances, Mémoires, brochures, livres, journaux, etc., doivent être adressés à M. le secrétaire général de l'Association technique maritime, 16, rue de l'Arcade, Paris, 8^e.

Les cotisations non encore payées peuvent être adressées à M. Borja de Mozota, trésorier, Bureau Veritas, 8, place de la Bourse, Paris, 3^e.

FONDATION CANET.

Règlement

délibéré par le Bureau le 9 mai, et accepté par M. Canet le 11 mai 1901.

DISPOSITIONS FINANCIÈRES.

ART. 1. — Les arrérages de la Fondation Canet sont consacrés, conformément aux intentions du donateur, à des encouragements tels que médailles, prix en espèces bourses de voyage à l'étranger, etc., de nature à récompenser ou à provoquer des progrès dans l'art des Constructions navales ⁽¹⁾.

ART. 2. — Les valeurs qui forment le capital de cette fondation sont, ainsi que ses arrérages, placés dans les caisses d'un établissement de crédit, et n'en peuvent sortir que sur la double signature du Président et du Trésorier.

ART. 3. — Il est tenu, dans les écritures de l'Association, un compte spécial du capital, des arrérages et intérêts des arrérages, de manière qu'il ne puisse y avoir confusion avec les ressources ordinaires de l'Association. Les arrérages dont il n'aura pas été fait emploi pendant un exercice seront reportés à l'exercice suivant, et au même compte.

ART. 4. — En cas de remboursement des valeurs constituant le capital, les sommes provenant de ce remboursement seront placées à nouveau, et les arrérages recevront la destination indiquée.

ART. 5. — Il ne peut être fait aucun prélèvement sur le capital.

En cas de dissolution de l'Association technique maritime, ce capital, ainsi que les arrérages non employés, seraient versés, conformément à l'article 12 des Statuts, et aux intentions du donateur, à la Société des Ingénieurs civils de France.

ART. 6. — Les encouragements ci-dessus visés seront attribués par le Bureau, sans périodicité fixe, quand il les jugera utiles, et sous la forme qu'il choisira, dans les limites où l'accumulation des arrérages le permettra. Toutefois le Bureau pourra décider, pour parfaire la somme nécessaire, que les ressources ordinaires de l'Association feront à la Fondation Canet une avance, laquelle sera remboursée sur les plus prochaines recettes de cette Fondation.

ART. 7. — Les décisions relatives à l'attribution des encouragements ci-dessus visés devront être prises par le Bureau, cinq membres au moins étant présents. Ils ne peuvent être attribués à aucun des membres du Bureau.

(1) Les mots *art des Constructions navales* doivent être entendus dans leur sens le plus large, et s'appliquent également aux progrès dans les machines, l'artillerie navale, etc.

DISPOSITIONS RELATIVES AUX BOURSES DE VOYAGE.

ART. 1. — Quand le Bureau de l'Association aura décidé que la situation de la Fondation Canet permet la création d'une bourse de voyage, dont il fixera l'importance, le Secrétaire général portera cette décision à la connaissance des membres de l'Association, et les invitera à faire connaître s'ils ont des candidats à proposer.

ART. 2. — Tout candidat à une bourse de voyage devra être présenté par un ou plusieurs membres de l'Association, déclarant qu'ils connaissent personnellement le candidat, et qu'ils sont d'avis qu'une bourse de voyage lui sera utile pour compléter son éducation technique.

ART. 3. — Le Bureau reste seul juge de l'opportunité d'allouer au candidat une bourse de voyage, et, s'il y a plusieurs candidats, du choix du titulaire.

ART. 4. — Le titulaire d'une bourse de voyage devra justifier de son séjour dans le pays qui lui sera indiqué pendant le temps prescrit, et devra adresser à l'Association, dans les trois mois qui suivront son retour, un Mémoire sur les observations qu'il aura pu recueillir, tant sur des questions de son choix que sur des points spéciaux indiqués par l'Association. Ce Mémoire deviendra la propriété de l'Association, qui pourra l'insérer en tout ou partie, dans son *Bulletin*; aucune partie ne pourra être publiée ailleurs sans son autorisation.

DISPOSITIONS ADOPTÉES POUR L'ÉLECTION DU BUREAU

LE 20 DÉCEMBRE 1899.

Pour l'élection annuelle, le Bureau arrête une liste de candidats, dont il donne connaissance aux membres en les convoquant à l'Assemblée générale.

La candidature de tout membre remplissant les conditions prévues à l'article 7 des Statuts peut être présentée; elle doit être appuyée de la signature de dix membres au moins et de l'acceptation du candidat, et parvenir au Président de l'Association avant le 31 mars.

Le Bureau peut, soit faire siennes les candidatures proposées, soit se borner à les faire connaître aux membres en les convoquant à l'Assemblée générale.

ANNÉE 1901.

MEMBRES DU BUREAU.

<i>Président :</i>	M. DE BUSSY, Membre de l'Institut, Inspecteur général du Génie maritime en retraite.
<i>Président d'honneur :</i>	M. le Vice-Amiral THOMASSET. M. BERTIN, Directeur du Génie maritime. M. BIENAYMÉ, Inspecteur général du Génie maritime, en retraite.
<i>Vice-présidents :</i>	M. BORDES (ADOLPHE), Armateur. M. DAYMARD, Ingénieur en chef de la Compagnie Générale Transatlantique. M. MENIER (HENRI), Ingénieur civil. M. J.-A. NORMAND, Constructeur de navires au Havre.
<i>Secrétaire général :</i>	M. HAUSER, Ingénieur en chef de la Marine en retraite.
<i>Secrétaire :</i>	M. TURGAN, Ingénieur civil des Constructions navales.
<i>Secrétaire adjoint :</i>	M. L. MULLER, Capitaine au long cours.
<i>Trésorier :</i>	M. BORJA DE MOZOTA, Administrateur du Bureau Veritas.

COMITÉ D'ÉTUDES.

MM. LES MEMBRES DU BUREAU.

et MM. CARIÉ, Ingénieur en chef des Forges et Chantiers de la Méditerranée.

CHASSELOUP-LOUBAT (Marquis DE), Ingénieur civil.

DEGOUY, Capitaine de frégate.

DOYÈRE, Ingénieur en chef de la Marine.

DUPRAT, Directeur de la Compagnie des Chargeurs Réunis.

GUVOY, Capitaine de frégate, Membre de l'Institut.

LECLERT, Ingénieur en chef de la Marine en retraite.

MENIER (G.), Ingénieur civil.

NOEL, Ingénieur en chef de la Marine en retraite.

PIAUD, Ingénieur des Établissements Delaunay-Belleville.

RUEFF, Directeur des Messageries fluviales de Cochinchine.

WIDMANN, Directeur général des Forges et Chantiers de la Méditerranée.

LISTE DES MEMBRES DONATEURS.

SOCIÉTÉ ANONYME DES FORGES ET CHANTIERS DE LA MÉDITERRANÉE, 1, rue Vignon, Paris, 8^e.

COMPAGNIE GÉNÉRALE TRANSATLANTIQUE, 6, rue Auber, Paris, 9^e.

MM. SCHNEIDER ET C^{ie}, au Creusot, et 42, rue d'Anjou, Paris, 8^e.

MM. DELAUNAY-BELLEVILLE ET C^{ie}, Chantiers de l'Hermitage, Saint-Denis (Seine).

SOCIÉTÉ ANONYME DES ATELIERS ET CHANTIERS DE LA LOIRE, 11 *bis*, boulevard Haussmann, Paris, 9^e.

SOCIÉTÉ ANONYME DES CHANTIERS ET ATELIERS DE LA GIRONDE, 62, rue de Provence, Paris, 9^e.

SOCIÉTÉ ANONYME DES ACIÉRIES ET FORGES DE FIRMINY, Firminy (Loire).

MM. GIO. ANSALDO ET C^{ie}, Gênes.

S. A. le Prince ROLAND BONAPARTE, 10, avenue d'Iéna, Paris, 16^e.

COMPAGNIE DES FORGES ET ACIÉRIES DE LA MARINE ET DES CHEMINS DE FER, Saint-Chamond (Loire).

MENIER (HENRI), Ingénieur civil, 8, rue Alfred-de-Vigny, Paris, 8^e.

LISTE DES MEMBRES ADHÉRENTS.

MM.

- ABRAHAM (A.), Ingénieur de la Marine de réserve, 129, rue du Ranelagh, Paris, 16^e.
AFANASSIEF, Ingénieur de la Marine Impériale Russe, Grand-Hôtel, Toulon-sur-Mer.
AFONASSIEF, Sous-Inspecteur général mécanicien de la Marine Impériale Russe, Saint-Petersbourg.
ALEXANDREANU, Ingénieur en chef de la Marine Roumaine, Directeur de l'Arsenal, rue Michel-le-Brave, Galatz.
ALLEST (D'), Administrateur délégué des Chantiers et Ateliers de Provence, 40, chemin de la Madrague, Marseille.
AUROUS, Directeur du Génie maritime en retraite, 42, rue Vignon, Paris, 9^e.
AUROUS, Ingénieur en chef de la Marine, 31, rue de la Rampe, Brest.
BACLÉ, Ingénieur civil, 57, rue de Châteaudun, Paris, 9^e.
BACOT, Ancien Ingénieur de la Marine, 27, quai d'Orsay, Paris, 7^e.
BAFFERT, Ingénieur de la Marine, Ministère de la Marine, Paris, 8^e.
BAL (Ed.), Administrateur délégué du Bureau Veritas, 8, place de la Bourse, Paris, 2^e.
BANKSON, Ingénieur de la Marine des États-Unis, Arsenal de Pensacola (Floride).
BARON, Ingénieur en chef de la Marine, Sous-Directeur des Chantiers et Ateliers de la Gironde, 50, rue du Tondu, Bordeaux.
BASSETTI, Ingénieur civil des Constructions navales, 110, boulevard Magenta, Paris, 10^e.
BEARD DU DÉZERT, Enseigne de vaisseau, 68, avenue de la Grande-Armée, Paris, 17^e.
BEAUSIRE, Ingénieur de la Marine, Toulon.
BELAMY, Inspecteur du Bureau Veritas, 19, rue de la Verrerie, Nantes.
BERLHE DE BERLHE, Ingénieur du Bureau Veritas, 8, place de la Bourse, Paris, 2^e.
BERLHE DE BERLHE (C.), Ingénieur de la Marine, Guérimy (Nièvre).
BERNARD (R.), Président de la Société Nantaise de Navigation à vapeur, 31, rue Lepelletier, Paris, 9^e.
BERNARD (G.), Ingénieur aux Forges et Chantiers de la Méditerranée, 33, rue Jules-Lecesse, le Havre.
BERNARDI, Directeur technique du Chantier naval Odero, Gènes.
BERNHEIM, Ingénieur en chef de la Marine, 21, avenue Mac-Mahon, Paris, 17^e.
BERRIER-FONTAINE, Directeur du Génie maritime, Ministère de la Marine, Paris, 8^e.
BERTIN, Directeur du Génie maritime, Chef de la Section technique, Ministère de la Marine, Paris, 8^e.
BESSON, Ingénieur en chef de la Marine, Rochefort-sur-Mer.
BIENAYMÉ, Inspecteur général du Génie maritime en retraite, 14, rue Revel, Toulon.
BOISSEvain, Inspecteur du Bureau Veritas, 19, rue de la Darso, Marseille.
BOKLEVSKY, Ingénieur en chef des Constructions navales de la Marine Impériale Russe, Nouvelle Amirauté, Saint-Petersbourg.
BONDY (vicomte L. DE), 51, rue des Mathurins, Paris, 8^e.

MM.

BONNARDEL (I.), Administrateur de la Compagnie de Navigation du Rhône, 44, avenue des Champs-Élysées, Paris, 8^e.

BONNET (A.), Ingénieur aux Forges et Chantiers de la Méditerranée, 12, rue Just-Viel, le Havre.

BORDES (Adolphe), Armateur, 11, boulevard Malesherbes, Paris, 8^e.

BORJA DE MOZOTA, Administrateur du Bureau Veritas, 8, place de la Bourse, Paris, 2^e.

BOULVIN, Ingénieur principal de la Marine Belge, Professeur à l'Université, 18, rue du Fort, Gand.

BRACE, Ingénieur-Constructeur, 25, Water Street, Liverpool.

BRETTEL, Officier de Marine en retraite, Inspecteur technique de la Compagnie d'assurances La Foncière et du Comptoir d'Escompte, 12, place de la Bourse, Paris, 2^e.

BRETTEVILLE (Marquis LE NORMAND DE), 15, rue de Conflans, Poissy.

BRICARD (H.), Directeur de l'exploitation des Forges et Chantiers de la Méditerranée, le Havre.

BRILLIÉ (H.), Ingénieur de la Marine, Ingénieur aux Chantiers et Ateliers de Saint-Nazaire (Penhoët), Saint-Nazaire.

BROCARD, Ingénieur en chef de la Marine, 13, rue de l'Université, Paris, 7^e.

BROSSER, Ingénieur en chef de la Marine, Ingénieur principal des Constructions mécaniques de MM. Schneider et C^{ie}, le Creusot.

BROTHERHOOD, Ingénieur (S. P.), 15 et 17, Belvedere Road, Lambeth, Londres.

BRUNEAU, Ingénieur de la Marine, Ingénieur aux Chantiers et Ateliers de Saint-Nazaire (Penhoët), Saint-Nazaire.

BUSLEY, Professeur et Conseiller intime de Régence, 2, Kronprinz Ufer, Berlin, N. W.

BUSSY (DE), Membre de l'Institut, Inspecteur général du Génie maritime en retraite, Ingénieur-conseil de la Société des Ateliers et Chantiers de la Loire, 7, rue de Jouy, Paris, 4^e.

CARROL (PH. DE), Administrateur Délégué de la Société des Ateliers et Chantiers de la Loire, 11 bis, boulevard Haussmann, Paris, 9^e.

CADIAT, Ancien Ingénieur de la Marine, 20, place d'Armes, Toulon.

CAILLARD, Ancien Juge au Tribunal de Commerce, 21, rue de Prony, le Havre.

CANET, Directeur du service de l'artillerie de MM. Schneider et C^{ie} (S. P.), 42, rue d'Anjou, Paris, 8^e.

CARIÉ, Ingénieur en chef de la Société des Forges et Chantiers de la Méditerranée, 1, rue Vignon, Paris, 8^e.

CASTELNAU, Ingénieur de la Marine, 13, rue de l'Université, Paris, 7^e.

CHACE (Mason Smith), Ingénieur civil des Constructions navales, hôtel Warwick, Newport-News (Virginia), États-Unis.

CHAIGNEAU (H.), Ingénieur, 165, avenue de Versailles, Paris, 16^e.

CHALIGNY, Ingénieur-Constructeur, 54, rue Philippe-de-Girard, Paris, 18^e.

CHAPMAN, Ingénieur civil, 10, rue Laffitte, Paris, 9^e.

CHARDONNET (Comte DE), Ingénieur civil, 43, rue Cambon, Paris, 1^{re}.

CHARLES-ROUX, Ancien Député, Président de la Société des Chantiers et Ateliers de Provence, 9, rue Christophe-Colomb, Paris, 8^e.

CHASSELOUP-LAUBAT (Marquis DE), Ingénieur civil (S. P.), 51, avenue Montaigne, Paris, 8^e.

CHAUDOYE, Directeur général de la Société des Ateliers et Chantiers de la Loire, 11 bis, boulevard Haussmann, Paris, 9^e.

MM.

- CHEVREUX, Ingénieur civil, 11, rue Chevalier, Levallois-Perret.
- CHORON, Ingénieur en chef de la Marine, 87, boulevard Saint-Michel, Paris, 5^e.
- CLAPARÈDE (Cl.), Ingénieur-Constructeur, Argenteuil.
- CLAPARÈDE (Fr.), Ingénieur-Constructeur, Argenteuil.
- CLAUZEL, Directeur du Génie maritime, Indret (Loire-Inférieure).
- CLEEF (J.-E. VAN), Ingénieur de la Marine Néerlandaise, Département de la Marine, Serabaya.
- CLERMONT (DE), Administrateur de la Compagnie des Chargeurs Réunis, 11, rue Barbotte, Paris, 3^e.
- COLINET, Ingénieur civil des Constructions navales, Ingénieur aux Chantiers et Ateliers de la Gironde, 5, rue Michel-Montaigne, Bordeaux.
- COMERMA Y BATALLA, Général du Génie maritime Espagnol, le Ferrol.
- COMPÈRE, Président de l'Association des Propriétaires d'appareils à vapeur, 66, rue de Rome, Paris, 8^e.
- COP, Ingénieur de la Marine Néerlandaise, 29, Orange plantage, Delft.
- COURVILLE (DE), Ingénieur en chef de la Marine, Professeur à l'École des Hautes Études de la Marine, 3, square du Croisic, Paris, 15^e.
- COVILLE, Ingénieur en chef des Chantiers de Gravelle, 7, rue Saint-Michel, le Havre.
- CRETS, Ingénieur en chef, Directeur de la Société Cockerill, Hoboken (Belgique).
- CROLL (D.), Directeur des Chantiers de Fijenoord, 70, Boompjes, Rotterdam.
- CRONEAU, Ingénieur en chef de la Marine, Directeur de l'Arsenal de Lisbonne.
- DAYMARD, Ingénieur en chef de la Compagnie Générale Transatlantique, 6, rue Auber, Paris, 9^e.
- DEGOIX, Assureur maritime, 33, rue Vivienne, Paris, 2^e.
- DEGOUY, Capitaine de frégate, à bord du *Valmy*.
- DELAITRE, Ingénieur de la Marine en retraite, Ingénieur à la Compagnie de l'Ouest, 21, rue d'Amsterdam, Paris, 8^e.
- DELAUNAY-BELLEVILLE, Ingénieur-Constructeur, Directeur de l'exploitation de l'Exposition Universelle de 1900, 19, boulevard Richard-Wallace, Neuilly-sur-Seine.
- DELZONS, Représentant à Paris de la Maatschappij de Maas de Rotterdam, 1, rue Scribe, Paris, 9^e.
- DENNY (Arch^d), Constructeur, Leven Shipyard, Dumbarton (Angleterre).
- DEZEUSTRE, Assureur maritime, rue Adolphe-Thiers, Boulogne-sur-Mer.
- DIBOS, Ingénieur de la Compagnie d'Assurances maritimes la Foncière, 12, place de la Bourse, Paris, 2^e.
- DIOT, Attaché à la Compagnie Générale Transatlantique, 6, rue Auber, Paris, 9^e.
- DOLGOROUKOW, Ingénieur de première classe de la Marine Impériale Russe, Ministère de la Marine, Saint-Pétersbourg.
- DORÉMIEX (A.), Fabricant de chaînes, Saint-Amand (Nord).
- DOYÈRE, Ingénieur en chef de la Marine, Directeur de l'Arsenal de Fou-Tcheou (Chine).
- DREYFUS (J.), Ingénieur, 2, rue de Compiègne, Paris, 10^e.
- DREYFUS (M.), Administrateur délégué de la Société des Ateliers et Chantiers de la Loire, 11 *bis*, boulevard Haussmann, Paris, 9^e.
- DRZEWIECKI (Stéphane), Ingénieur, 23, rue des Bauges, Paris, 16^e.
- DUBAR, Ingénieur, 146, rue Nationale, Rosendaël (Nord).
- DUCHESNE, Ingénieur, 64, avenue du Chemin-de-Fer, le Vésinet.

MM.

- DUDEBOUT, Sous-Directeur du Matériel au Ministère de la Marine, Paris, 8°.
- DUFLOU, Ingénieur, Ile des Apothicaires, Saint-Pétersbourg.
- DULNIAU, Ingénieur, Chef d'études des Machines marines chez MM. Schneider et C^{ie},
1, rue Sainte-Barbe, le Creusot.
- DUMINY, Ingénieur en chef de la Compagnie des Chargeurs Réunis, le Havre.
- DUNN (W.-J.), Ancien Chief Constructor de l'Amirauté anglaise, Vice-Président de l'Institution des Naval Architects, Directeur de Vickers Sons et Maxim, 28, Victoria Street, Londres, S. W.
- DUPRAT, Directeur de la Compagnie des Chargeurs Réunis, 11, boulevard des Italiens, Paris, 2°.
- DUPRÉ, Ingénieur en chef de la Marine, 1, rue Hoche, Lorient.
- DUPRÉ (M.), Capitaine de vaisseau, 22, rue Duguay-Trouin, Lorient.
- ELGAR (Francis), Vice-Président de l'Institution des Naval Architects, 113, Cannon Street, Londres.
- ESTIER (Henri), Armateur, 415^a, rue Paradis, Marseille.
- EVERS, Ingénieur civil, 3, rue Fontenelle, le Havre.
- EYNAUD, Inspecteur général du Génie maritime, Ministère de la Marine, Paris, 8°.
- FARAMOND DE LAFAJOLE (DE), Ingénieur-conseil, 54, avenue de Bretenil, Paris, 7°.
- FARAMOND DE LA FAJOLE (DE), Lieutenant de vaisseau, Attaché naval à l'Ambassade de France, Washington.
- FAUTREL (G.), Armateur, 14, rue d'Enghien, Paris, 10°.
- FERRAND, Ingénieur en chef de la Marine, Ministère de la Marine, Paris, 8°.
- FIÉRON, Contre-Amiral, 72, boulevard Saint-Louis, Toulon.
- FLEURET, Ingénieur civil, 41, avenue Wagram, Paris, 17°.
- FLICHE, Ingénieur en chef de la Marine en retraite, attaché à la direction de MM. Schneider et C^{ie}, 42, rue d'Anjou, Paris, 8°.
- FOREST, Ingénieur-Constructeur, 20 *bis*, rue Bourgelet, Alfort.
- FOUCHÉ, Ingénieur-Constructeur, Prairie-au-Duc, Nantes.
- FOWNES, Maître de Forges, 53, Quayside, Newcastle.
- FOX (Samson), Managing Director Leeds Forge C^o, Grove House, Harrogate, Yorks, Leeds.
- FOY (H.), Ingénieur civil des Constructions navales, 85, faubourg Saint-Honoré, Paris, 8°.
- FROMONOT, Ingénieur de la Marine, Directeur des Chantiers et Ateliers de Normandie, Grand-Quevilly (Seine-Inférieure).
- GARCIA DE ANGULO, Général du Génie maritime Espagnol, Alarcon, 2, Madrid.
- GARELLI (Fabio), Ingénieur aux Chantiers de Sestri-Ponente, via Venti Settenbre, Sestri-Ponente (Italie).
- GARNIER, Directeur du Génie maritime, Toulon.
- GAUTHIER-VILLARS (Albert), Ancien Élève de l'École Polytechnique, Imprimeur-Éditeur, 55, quai des Grands-Augustins, Paris, 6°.
- GAVRILOFF, Ingénieur de la Marine Impériale Russe, Grand-Hôtel, Sablottes-les-Bains (Var).
- GEFFRIN, Inspecteur du Bureau Veritas, 24, rue des Vieux-Quartiers, Dunkerque.
- GELDER (W.-H.-M. DE), Ingénieur en chef des Chantiers Smit et Zoon, à Kinderdijk (Hollande).
- GELDER (DE), Ingénieur en chef du Bureau Veritas, 8, place de la Bourse, Paris, 2°.
- GÉNY (M.), Directeur général des Usines de MM. Schneider et C^{ie}, 42, rue d'Anjou, Paris, 8°.

MM.

- GIACCOMMUZZI (Virgilio), Ingénieur des Chantiers Odero, Sestri-Ponente (Italie).
- GODARD, Ingénieur en chef de la Marine, Directeur de la Société des Générateurs Belleville, 15, rue d'Édimbourg, Paris, 8^e.
- GODET, Directeur de la Corderie de la Seine, le Havre.
- GODINET (A.), Ingénieur civil, 18, quai Tilsitt, Lyon.
- GOULAEÏFF, Ingénieur de 1^{re} classe des Constructions navales de la Marine Impériale Russe, Peterbourgskaja Storona, Bolchoy Prospect, n° 7, Q. 8, Saint-Petersbourg.
- GRAVELL (J.), Représentant du Bureau Veritas, 155, Fenchurch Street, Londres.
- GREINER, Directeur de la Société Cockerill, Seraing (Belgique).
- GRILLE, Ingénieur civil, 67, rue de la Victoire, Paris, 9^e.
- GROLOUS, Ingénieur à la Compagnie Générale Transatlantique, 6, rue Auber, Paris, 9^e.
- GUÉRIN DE LITEAU, Ingénieur à la Compagnie Générale Transatlantique, 6, rue Auber, Paris, 9^e.
- GURYDON (DE), Capitaine de frégate, 6, rue Gounod, Paris, 17^e.
- GUGLIELMINO (Pietro), Ingénieur aux Chantiers Ansaldo, Salita piano di Rocca, n° 8, Gênes.
- GUICHARD, Directeur des Ateliers et Chantiers de la Loire, Saint-Nazaire.
- GUILLAUME (E.), Ingénieur en chef de la Marine, Directeur général de la Société des Chantiers et Ateliers de Saint-Nazaire (Penhoët), 99, rue Miromesnil, Paris, 8^e.
- GUILLOUX, Ancien Ingénieur de la Marine, 83, rue Demours, Paris, 17^e.
- GUYOU, Capitaine de frégate, Membre de l'Institut, 13, rue de l'Université, Paris, 7^e.
- HARADA, Ingénieur à l'Arsenal de Kuri (Japon).
- HART (G.), Ingénieur au Chemin de fer du Nord, 152, boulevard Magenta, Paris, 10^e.
- HATT, Ingénieur hydrographe en chef, Membre de l'Institut, 13, rue de l'Université, Paris, 7^e.
- HAUSER, Ingénieur en chef de la Marine en retraite, 4, rue Meissonier, Paris, 17^e.
- HEER (H. DE), Ingénieur de la Marine Néerlandaise, Ministère des Colonies, La Haye.
- HEURTEL (F.), Capitaine de frégate de réserve, 91, avenue Kléber, Paris, 16^e.
- HOGHESAND (J.), Directeur des établissements Henry, 117, boulevard de la Villette, Paris, 10^e.
- HOUETTE, Capitaine de vaisseau, 121, boulevard Haussmann, Paris, 8^e.
- HUBAC, Ingénieur de la Société des Générateurs Belleville, 7, rue du Jambon, Saint-Denis (Seine).
- HUGOT, Membre de la Chambre de Commerce, 4, rue de la Renaissance, Paris, 8^e.
- HURÉ (P.), Ingénieur-Constructeur, 218, rue Lafayette, Paris, 10^e.
- ISAKSON, Inspecteur du Lloyd's Register, 46, Skeppsbron, Stockholm.
- JÄGGÉ (H.), Ingénieur-Constructeur, 97, avenue de Choisy, Paris, 13^e.
- JANET, Ancien Ingénieur de la Marine, 29, rue des Volontaires, Paris, 15^e.
- JANSEN, Capitaine de vaisseau, Ingénieur civil, 27, rue de la Station, Maëstricht (Hollande).
- JAQUES, Membre du Conseil de la Société Américaine des Naval Architects, Little Boar's Head, New Hampshire (États-Unis).
- JOUËT-PASTRÉ, Président du Conseil d'administration des Forges et Chantiers de la Méditerranée, 1, rue Vignon, Paris, 8^e.
- JULLIEN (Marius), 35, boulevard de la Major, Marseille.
- KIRKALDY, 40, West India Dock Road, Londres.

MM.

- KRAFT** (fils), Ingénieur des Chantiers Cockerill, Seraing (Belgique).
- KRILOFF** (A.), Professeur à l'Académie navale de Saint-Petersbourg, Lieutenant de vaisseau de la Marine Impériale Russe, Zwierinskaïa, n° 6/8, Saint-Petersbourg.
- LAFERTÉ**, Ancien Fondé de pouvoirs de MM. Schneider et C^e, 39, rue du Général-Foy, Paris, 8^e.
- LAGANE**, Ingénieur en chef des Forges et Chantiers de la Méditerranée, La Seyne.
- LAMBERT**, Ingénieur civil, 37, rue Vacquerie, Sainte-Adresse, le Havre.
- LAMBERT** (Comto DE), 64, avenue de Paris, Versailles.
- LANNES**, Directeur des Chantiers et Ateliers de Saint-Nazaire (Penhoët), Saint-Nazaire.
- LARUE**, Directeur de la Compagnie générale de la Navigation, 11, quai Rambaud, Lyon.
- LAUBEUF**, Ingénieur de la Marine, 64, rue de la Bucaille, Cherbourg.
- LAVEISSIÈRE** (Louis), Industriel, 20, rue de l'Arcade, Paris, 8^e.
- LECLERT**, Ingénieur en chef de la Marine en retraite, 42, avenue Wagram, Paris, 17^e.
- LECOINTE**, Ingénieur en chef de la Marine Belge, 38, rue Albert, Ostende.
- LEDoux**, Ingénieur en chef au corps des Mines, 250, boulevard Saint-Germain, Paris, 7^e.
- LEFLAIVE**, Ancien Ingénieur de la Marine, La Chaléassière, Saint-Étienne.
- LE GO**, Ingénieur des Forges et Chantiers de la Méditerranée, La Seyne.
- LEGRU**, Ingénieur civil, 4, rue Murillo, Paris, 8^e.
- LELONG** (R.), Ingénieur de la Marine, 20, rue de Tournon, Paris, 6^e.
- LE MARCHAND** (A.), Ingénieur-Constructeur, Petit-Quevilly, Rouen.
- LE SAUVAGE**, Directeur des Anciens Établissements Henri Satre, 50, boulevard Haussmann, Paris, 9^e.
- LESPÈS** (A.), Sous-Directeur des Chantiers et Ateliers de Bacalan, Bordeaux.
- LE VALLOIS**, Ingénieur civil, 35, rue de Verneuil, Paris, 7^e.
- LEVERD**, Courtier juré d'Assurances, 11, place de la Bourse, Paris, 2^e.
- LIKATCHOF**, Vice-Amiral de la Marine Impériale Russe, 4, rue Logelbach, Paris, 17^e.
- LODER**, Directeur du Matériel de la Marine Néerlandaise, Laen van Meerdervort, La Haye.
- LOIR**, Lieutenant de vaisseau en retraite, 50, avenue Wagram, Paris, 17^e.
- LUCARDIE**, Directeur de la Maatschappij de Maas, Rotterdam.
- LUTSCHAUNIG**, Professeur de Construction navale en retraite, 7, riva dei Pescatori, Trieste.
- MADAMET**, Directeur de la Société des Forges et Chantiers de la Méditerranée, Marseille.
- MARBEC**, Ingénieur de la Marine, Toulon.
- MASSALSKI**, Ingénieur maritime, 9, boulevard Malesherbes, Paris, 8^e.
- MATSUOKA**, Ingénieur civil des Constructions navales, Chantier de Constructions navales, Kawasaki (Japon).
- MAUPEOU D'ABLEIGES** (DE), Directeur du Génie maritime, Lorient.
- MAW**, Ingénieur, Directeur de l'Engineering, 35 et 36, Bedford Street, Strand, Londres.
- MAYER** (Alphonse), Armateur, 45, boulevard Haussmann, Paris, 9^e.
- MEERTEN** (H. VAN), Ingénieur en chef des Constructions navales, Buitenzorg, Java.
- MELI**, Ingénieur naval, Représentant de la Maison Belleville, 5, via Varese, Milan.
- MÉNARD**, Vice-Amiral, Commandant en Chef de l'Escadre du Nord, à bord du *Massena*.
- MENIER** (Gaston), Ingénieur civil, 56, rue de Châteaudun, Paris, 9^e.
- MIALARET**, Administrateur délégué de la Boulonnerie de Bogny-Braux, 3, rue La Boétie, Paris, 9^e.
- MICHEL** (P.), Inspecteur du Bureau Veritas, 1, via Sottoripa, piano nobile, Gênes.
- MILLAR** (Sir W. Armstrong, Mitchell et C^e), Newcastle.

MM.

- MINEL, Ingénieur de la Marine, Ministère de la Marine, Paris, 8^e.
MOLINAS, Expert-Mécanicien du Bureau Veritas, 6, Merced, Barcelone.
MOLLER, Ingénieur, Expert du Lloyd Germanique, 102, Bath Street, Glasgow.
S. A. S. Monseigneur le Prince DE MONACO, Monaco.
MONTUPET, Ingénieur-Constructeur, 19 à 25, rue de la Voûte, Paris, 12^e.
MORITZ, Ancien Ingénieur de la Marine (S. P.), Ourscamps (Oise).
MÖRNER (Comte H.-A.), Ingénieur de la Marine Royale Suédoise, Carlskrona (Suède).
MORNET (Ch.), Lieutenant de vaisseau, à bord de la *Surprise*, division de l'Extrême-Orient.
MULLER, Capitaine au long cours, 16, rue Cambacérès, Paris, 8^e.
NICLAUSSE (J.), de la Société J. et A. Niclausse, Société des Générateurs inexplosibles, 24, rue des Ardennes, Paris, 19^e.
NOEL (Charles), Ingénieur en chef de la Marine, en retraite, 18, avenue de l'Opéra, Paris, 1^{er}.
NORMAND (J.-A.), Ingénieur-Constructeur, 67, rue du Perrey, le Havre.
PAINVIN, Ingénieur aux Ateliers et Chantiers de la Loire, 17, rue Royale, Nantes.
PERRÉGAUX, Ingénieur civil, 32, rue du Boccage, Nantes.
PETITHOMME, Ingénieur de la Marine, Ministère de la Marine, Paris, 8^e.
PETROFF, Ingénieur de la Marine Impériale Russe, 43, Morpeth Mansions, Londres, S.-W.
PIAUD, Ingénieur des Établissements Delaunay-Belleville, 8, boulevard de la République, Chatou.
PIERRARD, Ingénieur de la Marine Belge, 41, avenue Plantyn, Anvers.
PHILGREN, Directeur de l'Industrie au Ministère des Finances, 28, Carlavagen, Stockholm.
PINCZON, Ingénieur de la Compagnie Générale Transatlantique, 99, boulevard de Strasbourg, Le Havre.
PLUYETTE, Ingénieur en chef de la Marine, à bord du *Massena*, Escadre du Nord.
PONCHEZ, Ingénieur de la Société des Générateurs Belleville, Saint-Denis (Seine).
PRESSEQ, Ancien Ingénieur de la Marine, Ingénieur aux Chantiers et Ateliers de la Gironde, 61, rue de Wustemberg, Bordeaux.
RATEAU, Ingénieur au corps des Mines, 105, quai d'Orsay, Paris, 7^e.
RAUCHFUSS, Directeur des Chantiers Germania, Gaarden près Kiel.
RAVIER (S.-L.), Ingénieur de la Marine, 30, rue de Bellain, Douai.
RAYMOND, Ingénieur principal de la Compagnie des Messageries Maritimes, la Ciotat.
REED (Sir Edward-J.), K. C. B., F. R. S., Broadway Chambers, Westminster, Londres, S.-W.
RENNER, Ingénieur civil, Augustinerplatz, 12, Cologne.
REVOL, Ingénieur de la Marine, Attaché à la Direction des usines de MM. Schneider et C^{ie}, le Creusot.
RIMBAUD, Ingénieur aux Forges et Chantiers de la Méditerranée, La Seyne.
RISBEC, Ingénieur de la Marine en retraite, Directeur des Ateliers des Messageries Maritimes, la Ciotat.
ROBERTSON, Inspecteur du Bureau Veritas, 29, Waterloo Street, Glasgow.
ROCHE, Ancien Ingénieur de la Marine, Directeur de l'usine à gaz, 16, rue de la Tour-d'Auvorgne, Rennes.
ROTHSCHILD (Baron Edouard DE), Propriétaire de yachts, 2, rue Saint-Florentin, Paris, 1^{er}.
ROVERS, Inspecteur du Bureau Veritas, 45, Binnenkant, Amsterdam.
RUDLOFF, Conseiller privé maritime et Directeur des Constructions navales, 16, Marburgerstrasse, Berlin W.

MM.

- RUEFF**, Administrateur délégué des Messageries fluviales de Cochinchine (S. P.), 43, rue Taithout, Paris, 9^e.
- SABATHIER**, Ingénieur du Bureau Veritas, 8, rue Bossuet, le Havre.
- SAGLIO**, Directeur du Génie maritime en retraite, 93, rue du Théâtre, Paris, 15^e.
- SALVERT-BELLENAVE (DUTOIR DE)**, Ingénieur en chef de la Marine, Toulon.
- SATRE (Henri)**, Ingénieur-Constructeur, 50, boulevard Haussmann, Paris, 9^e.
- SAUTTER**, Directeur de la Maison Sautter, Harlé et C^{ie}, 26, avenue de Suffren, Paris, 15.
- SCHOEFFER**, Ingénieur du Bureau Veritas, 16, Lombard Street, Newcastle.
- SCHLUETTER**, Ingénieur, 112, Worringerstrasse, Dusseldorf.
- SCHMIDT (Michel)**, Directeur des Chantiers de MM. Schneider et C^{ie}, Chalon-sur-Saône.
- SCHNEIDER (E.)**, Maître de Forges, 42, rue d'Anjou, Paris, 8^e.
- SCHNEIDER (F.)**, Ingénieur du Bureau Veritas, Altenwallbrücke 2/4 — II, Hambourg.
- SCIAMA**, Directeur de la Maison Bréguet, 19, rue Didot, Paris, 14^e.
- SCOTT (J.)**, Ingénieur-Constructeur, Halkshill, Largs (Ayrshire), Angleterre.
- SEBERT (Général)**, Administrateur des Forges et Chantiers de la Méditerranée, 1, rue Vignon, Paris, 8^e.
- SKLLERON**, Ingénieur en chef de la Marine en retraite, 76, rue de la Victoire, Paris, 9^e.
- SKRVE**, Manufacturier, 121, chemin de la Corniche, Marseille.
- SIEBENS**, Ingénieur en chef de la Marine Néerlandaise, Emmalaan, 11, Utrecht (Hollande).
- SIGAUDY**, Ingénieur en chef des Forges et Chantiers de la Méditerranée, le Havre.
- SIMONOT (E.)**, Ingénieur de la Marine, Ministère de la Marine, Paris, 8^e.
- SMIT (P.-Jun.)**, Machienefabrik en Scheepswerf « de Industrie », Rotterdam.
- SOLIANI (NABOR)**, Directeur des Chantiers Ansaldo, Gênes.
- SOLIGNAC**, Ingénieur-Constructeur, 67, rue de la Victoire, Paris, 9^e.
- STAPPER DE DUCLOS**, Ingénieur-Constructeur (S. P.), 42, boulevard Maritime, Marseille.
- TELLIER (A.)**, Ingénieur de la Maison Tellier, 52, quai de la Rapée, Paris, 12^e.
- TENNYSON**, Ingénieur de la Marine Impériale Russe, 45, Offiserskaïa, Saint-Petersbourg.
- TERRÉ**, Ingénieur en chef de la Marine (S. P.), Indret (Loire-Inférieure).
- THIBAUDIER (E.)**, Directeur du Génie maritime, Directeur du matériel, Ministère de la Marine, Paris, 8^e.
- THIRION**, Ingénieur-Constructeur, 160, rue de Vaugirard, Paris, 15^e.
- THOMASSET (Vice-Amiral)**, 2, avenue Trudaine, Paris, 9^e.
- TORRIANI (D.)**, Ingénieur, Directeur de l'Établissement Torriani et C^{ie}, Sampierdarena (Italie).
- TOUSSAINT**, Ancien Chef du Service des Ateliers de construction de MM. Schneider et C^{ie}, 7, boulevard des Brosses, Dijon.
- TROMP**, Ancien Officier d'Artillerie des Pays-Bas, 3, Westerkade, Rotterdam.
- TURBOT**, Fabricant de chaînes, Anzin.
- TURC**, Lieutenant de vaisseau, à bord du *Bouvet*.
- TURGAN (L.)**, Ingénieur civil des Constructions navales, Ingénieur-Constructeur, 7, place Malesherbes, Paris, 17^e.
- VASCONCELLOS (J. DE)**, Ingénieur des Constructions navales, 20, rue Francisco de Paulo, Lisbonne.
- VANLIN (H.)**, Ingénieur civil, 5, rue Saint-Georges, Paris, 9^e.
- VECHKOURTZOFF**, Ingénieur de la Marine Impériale Russe, arsenal de Cronstadt, Russie.

MM.

VENCE, Inspecteur du Lloyd's Register, 26, rue de la République, Marseille.

VERMAND, Ingénieur aux Ateliers et Chantiers de la Loire, Saint-Nazaire.

VIVET, Ingénieur civil des Constructions navales, Saint-Nazaire (S. P.).

VOILLAUME (G.), Ingénieur de la Maison Schneider, Service de l'Artillerie, 32, rue de Verneuil, Paris, 7^e.

VOISIN (E.), Capitaine au long cours, 11, boulevard Haussmann, Paris, 8^e.

WAHL, Ingénieur de la Marine, 33, avenue des Champs-Élysées, Paris, 8^e.

WETHERBEE, Ingénieur des Constructions navales, Bath Shipbuilding Co, Bath, États-Unis.

WHITE (Sir William), Director of Naval Construction and Assistant Controller of the Navy, Membre de la Société Royale de Londres, Admiralty, Whitehall, Londres.

WIDMANN, Directeur général de la Société des Forges et Chantiers de la Méditerranée, 1, rue Vignon, Paris, 8^e.

WILKINSON, Inspecteur en chef du Bureau Veritas, Room 94, Kemble Building, 19 Whitehall Street, New-York.

WOODWARD, Ingénieur de la Marine des États-Unis, Newport News Shipbuilding Co, Newport News (Virginia), États-Unis.

YARROW, Constructeur, Isle of Dogs, Poplar, Londres.

YOUNG, Ingénieur du Bureau Veritas, 155, Fenchurch Street, Londres.

ZIEZE, Ingénieur propriétaire des Chantiers Schichau, Elbing, Allemagne.

NOTA. — Les membres de l'Association sont priés d'indiquer au Secrétaire général les erreurs ou omissions, ainsi que toute modification à apporter aux titres et adresses.



DOUZIÈME SESSION

DE

L'ASSOCIATION TECHNIQUE MARITIME

29 ET 30 MAI 1901.

La douzième Assemblée générale des membres de l'Association technique maritime a eu lieu à l'Hôtel de la Société des Ingénieurs civils de France, 19, rue Blanche, à Paris, sous la présidence de M. J.-A. Normand, Vice-Président de l'Association.

SÉANCES DU 29 MAI 1901.

Séance du matin.

PRÉSIDENCE DE M. NORMAND.

La séance est ouverte à 10^h.

M. le PRÉSIDENT prononce le discours suivant :

MESSIEURS,

Notre éminent Président, M. de Bussy, obligé de s'absenter de Paris, ne pourra pas diriger nos travaux pendant la présente session. Vous le regretterez autant que nous. Vous regretterez surtout de ne pouvoir entendre l'intéressante revue, qu'il avait l'habitude de nous donner, de l'année maritime.

Appelé à l'honneur de le remplacer pour cette raison unique que je suis le plus ancien membre du bureau, je n'ai pas l'intention de m'étendre sur les faits remarquables qui se sont produits depuis notre dernière réunion.

Du reste, ils sont plutôt de l'ordre économique que de l'ordre technique. L'un des plus importants paraît être l'expérience hardie que tente la Compagnie du White Star, dans la construction du *Celtic*. Abandonnant, à l'exemple de quelques lignes continentales, les vitesses excessives, cette Compagnie offre à ses voyageurs un confort plus grand et une économie sur le coût du passage, au prix d'une augmentation d'un jour et demi environ sur la durée des plus courtes traversées, entre le continent et New York. L'économie réalisée sur le poids de l'appareil moteur et du charbon, jointe à l'augmentation de déplacement qui résulte de la réduction de l'acuité, permet, en raison des dimensions gigantesques adoptées, d'attribuer 13 000 tonnes environ au chargement en marchandises. Une fraction notable de ce chargement est nécessaire pour assurer la navigabilité aussi bien que le succès commercial, et devra être trouvée régulièrement à l'aller et au retour.

Rien ne fait prévoir encore qu'une expérience analogue doive être tentée par les marines militaires, pour les grands bâtiments de combat. Ici, les avantages plus importants peut-être, qui résulteraient de la réduction de vitesse, devraient être utilisés tout autrement, c'est-à-dire dans la diminution des dimensions, une augmentation de la protection et du rayon d'action, et une amélioration des conditions de fonctionnement de l'appareil moteur.

Le développement de la turbine à vapeur dans la navigation se poursuit lentement, mais sûrement. Il semble que la question soit assez avancée aujourd'hui pour qu'une application puisse être tentée avec succès, sur un paquebot de dimensions moyennes, dans les conditions les plus favorables qui sont : grande vitesse et vitesse constante. Ceux qui relient nos chemins de fer aux lignes anglaises à travers la Manche sont dans ce cas.

Messieurs, vous avez été informés du don généreux que vient de faire à notre Association M. Canet, l'éminent Ingénieur, ancien Président de la Société qui nous offre l'hospitalité aujourd'hui. Je suis sûr d'être votre interprète à tous en lui renouvelant l'expression de nos sentiments de vive reconnaissance.

Ainsi que vous le verrez tout à l'heure, Messieurs, la situation de notre Association est favorable. Bien que le nombre de ses Membres n'ait pas atteint un chiffre aussi élevé qu'on pourrait le désirer, il s'accroît sensiblement. Il s'accroîtra plus encore, si chacun de nous s'efforce de recruter de nouvelles adhésions. Nous sommes surtout redevables de cette prospérité relative à MM. les Secrétaires et à M. le Trésorier. Nous le sommes surtout au dévouement infatigable et désintéressé de M. l'Ingénieur en chef du Génie Maritime Hauser, notre Secrétaire général. Je le prie de recevoir l'expression de notre sincère gratitude.

M. le TRÉSORIER ayant été obligé de s'absenter, le Secrétaire général donne lecture du compte rendu de la situation financière, qui s'établit ainsi qu'il suit, et les comptes, qui ont été préalablement contrôlés par M. Daymard, Vice-Président, sont approuvés.

État des recettes et des dépenses en 1900.

Recettes.

Solde de l'exercice 1899.	En caisse.....	3212,08	10328,73 ^{fr}
	Crédit Lyonnais.....	7116,65	
Cotisations des membres adhérents.	1898.....	30,00	8100,00
	1899.....	240,00	
	1900.....	7800,00	
	1901.....	30,00	
Souscriptions des membres donateurs.	Société Anonyme des Forges et Chantiers de la Méditerranée.....	1000,00	10000,00
	Compagnie Générale Transatlantique.....	1000,00	
	MM. Schneider et C ^{ie}	1000,00	
	MM. Delaunay-Belleville et C ^{ie}	1000,00	
	Société Anonyme des Ateliers et Chantiers de la Loire.....	1000,00	
	Société Anonyme des Chantiers et Ateliers de la Gironde.....	1000,00	
	Société Anonyme des Aciéries et Forges de Firminy.....	1000,00	
	MM. Gio. Ansaldo et C ^{ie}	1000,00	
	Compagnie des Forges et Aciéries de la Marine et des Chemins de Fer.....	1000,00	
	M. Henri Menier.....	1000,00	
Dons faits à l'Association.	Ministère de la Marine.....	10000,00	10200,00
	Bureau Veritas.....	100,00	
	Chambre de commerce de Marseille.....	100,00	
Souscriptions et dons au Congrès d'Architecture et de Construction navales.	Souscriptions des membres adhérents.....	2655,00	4755,00
	M. Delaunay-Belleville.....	200,00	
	Chambre de Commerce de Paris.....	500,00	
	M. Henri Menier.....	1000,00	
	Compagnie des Messageries maritimes.....	300,00	
	Aciéries d'Unieux (Jacob, Holtzer et C ^{ie}).....	100,00	
Vente de <i>Bulletins de l'Association</i>			978,00
Produit des Annonces publiées dans l' <i>Annuaire</i>			510,00
Intérêts.	7 obligations P.-L.-M. fusion 3 pour 100....	97,45	288,16
	Rente 3 pour 100 amortissable (210 ^{fr} de rente).	157,50	
	Crédit Lyonnais.....	33,21	
			<u>44959,89</u>

Dépenses.

	fr
Loyer et gratification.....	550,00
Note de M. Gauthier-Villars (<i>Bulletin</i> n° 10).....	6419,63
• M. Bernard (Annuaire et imprimés divers).....	655,60
Affranchissements, ports de lettres, frais divers.....	693,35
Allocation aux dessinateurs, expéditeur et garçons de bureau du Bureau Veritas.....	350,00
Dépenses diverses relatives au Congrès d'Architecture et de Construction navales.....	8197,20
Achat de 210 ^{fr} de rente 3 pour 100 amortissable.....	7009,55
Frais financiers. Crédit Lyonnais.....	23,56
	23898,89
Solde à reporter à l'exercice 1901.....	21061,00
Total égal aux recettes.....	44959,89

Détail du solde à reporter.

Solde en caisse	3834,80	} 21061,00
Dépôt au Crédit Lyonnais.....	17226,20	
Pour mémoire : en dépôt au Crédit Lyonnais : 7 obligations P.-L.-M. fusion 3 pour 100 ; 210 ^{fr} rente 3 pour 100 amortissable.		

Conformément aux Statuts, le PRÉSIDENT ouvre le scrutin pour l'élection du Bureau pour l'année 1901.

Sont élus :

<i>Président :</i>	M. DE BUSSY.
	M. BERTIN.
	M. BIENAYMÉ.
<i>Vice-Présidents :</i>	M. BORDES (ADOLPHE).
	M. DAYMARD.
	M. MENIER (HENRI).
	M. NORMAND.
<i>Secrétaire général :</i>	M. HAUSER.
<i>Secrétaire :</i>	M. TURGAN.
<i>Secrétaire adjoint :</i>	M. MÜLLER.
<i>Tresorier :</i>	M. BORJA DE MOZOTA.

Le PRÉSIDENT fait donner lecture des noms des vingt-cinq personnes, qui, depuis la dernière Assemblée Générale, se sont présentées comme membres adhérents, et ont été admises provisoirement par le Bureau.

MM.

ALEXANDREASU, Ingénieur en chef de la Marine Roumaine, Directeur de l'Arsenal, Galatz.

BEAUSIRE, Ingénieur de la Marine, Toulon.

MM.

BOKLEVSKY, Ingénieur en chef des Constructions Navales de la Marine Impériale Russe, Saint-Pétersbourg.

BRETTEVILLE (Marquis LE NORMAND DE), Ingénieur, Poissy.

BRUNEAU, Ingénieur de la Marine, Ingénieur aux Ateliers et Chantiers de Saint-Nazaire (Penhoët), Saint-Nazaire.

BUSLEY, Professeur et Conseiller intime de Régence, Berlin.

COMERMA Y BATALLA, Général du Génie Maritime Espagnol, Le Ferrol.

FIÉRON, Contre-Amiral, Toulon.

FROMNOT, Ingénieur de la Marine, Directeur des Chantiers et Ateliers de Normandie, Grand-Quevilly (Seine-Inférieure).

GAVRILOFF, Ingénieur de la Marine Impériale Russe, La Seyne.

GELDER (DE), Ingénieur en chef du Bureau Veritas, Paris.

GOULAÏEFF, Ingénieur de première classe des Constructions Navales de la Marine Impériale Russe, Saint-Pétersbourg.

JAEGGÉ, Ingénieur-constructeur, Paris.

LUTSCHAUNIG, Professeur de Construction Navale en retraite, Trieste.

MATSUOKA, Ingénieur civil des Constructions Navales, Kawasaki (Japon).

MELI, Ingénieur naval, représentant de la maison Belleville, Milan.

MÉNARD, Vice-Amiral, Commandant en chef l'escadre du Nord.

MOLINAS, Expert-mécanicien du Bureau Veritas, Barcelone.

PETROFF, Ingénieur de la Marine Impériale Russe, Londres.

RUDLOFF, Conseiller privé, Directeur des Constructions Navales de la Marine Impériale Allemande, Berlin.

SCHLUETTER, Ingénieur, Dusseldorf.

SERVE, Manufacturier, Marseille.

SMIT (P. JUN), Ingénieur, Rotterdam.

TENNYSON, Ingénieur de la Marine Impériale Russe, Saint-Pétersbourg.

TURC, Lieutenant de vaisseau.

Tous ces membres adhérents sont admis par l'Assemblée générale.

Sur la proposition du Bureau, l'Assemblée décide qu'un membre, qui, invité à solder ses cotisations des deux dernières années, s'y est refusé, et a offert de donner sa démission, sera rayé, conformément à l'article 5, § 2, des Statuts.

La parole est ensuite donnée par M. le Président aux auteurs des Mémoires présentés.

Il est donné lecture des Mémoires suivants :

M. le SECRÉTAIRE GÉNÉRAL donne lecture du Mémoire de M. Doyère.

Au sujet de la surface propulsive d'une hélice,

Par M. DOYÈRE,

Ingénieur en chef de la Marine, Directeur de l'arsenal de Fou-Tchéou.

L'auteur rappelle qu'en 1888 et 1889, il a publié, dans le *Mémorial du Génie maritime*, deux Notes définissant, sous le nom de *surface efficace* d'une hélice, une fonction des éléments de celle-ci, qui : 1° est rigoureusement calculable, au moyen d'un tracé graphique très simple; 2° attribue rationnellement aux éléments de l'hélice une importance qui dépend de leur distance à l'axe.

Il rappelle les trois équations fondamentales résumant sa théorie, savoir :

$$1 - \rho = \frac{60v}{\Phi(v)} \sqrt{S} \quad (\text{équation du recul}),$$

$$\mu = \frac{Kv}{\sqrt[3]{\Theta(v)}} \sqrt[3]{S} \quad (\text{équation de l'utilisation}),$$

$$\frac{N}{\sqrt[3]{F}} = A \left(1 - \frac{0,042 B^2}{n D^2} \right) \frac{1 + 0,78 \lambda}{H \sqrt[3]{S}} \quad (\text{équation de la résistance à la rotation}).$$

L'étude de la variation des fonctions $\Phi(v)$, $\Theta(v)$ et du coefficient (A) l'amène aux conclusions suivantes :

I. — Quand sur un bateau donné on change le pas de l'hélice sans modifier les autres éléments, le complément du recul $(1 - \rho)$, pour une vitesse donnée v , est proportionnel à $\sqrt{S}$.

II. — Quand sur un bateau donné on change simultanément le diamètre et le pas, sans toucher sensiblement à la fraction de pas moyenne, on a, pour une vitesse donnée v , la relation approximative suivante :

$$\frac{1 - \rho'}{1 - \rho} = \frac{1}{1 + \frac{1}{3} \left(\frac{D'}{D} - 1 \right)} \sqrt{\frac{S'}{S}}.$$

III. — Mais, quand on touche à la fraction de pas, la valeur relative des deux hélices, sous le rapport du recul, dépend de la vitesse à laquelle on les compare; celle qui a la plus grande fraction de pas pourra donner un plus grand recul aux faibles et moyennes vitesses, et un recul moindre aux grandes vitesses.

IV. — Les conclusions sont analogues au point de vue de l'utilisation.

V. — En résumé, toute augmentation de surface efficace, obtenue par une modification du pas et du diamètre, paraît avantageuse. L'avantage peut devenir douteux et même négatif, surtout aux faibles et moyennes vitesses, si l'augmentation de S est obtenue par un accroissement exagéré de f . Les grandes fractions de pas paraissent ne reprendre leur avantage que pour les grandes vitesses.

VI. — L'étude de la troisième équation montre que $\frac{N}{\sqrt[3]{F}}$ n'est pas constant pour une hélice donnée : A passe par un maximum, qui paraît correspondre à la même vitesse que le maximum d'utilisation ; c'est aussi la vitesse pour laquelle a lieu le minimum de recul.

VII. — La valeur maxima de A varie peu d'un navire à l'autre, quand les machines motrices sont de même type, et elle est sensiblement avec une machine verticale :

	Hélice à 4 ailes.	Hélice à 3 ailes.
Pour une hélice centrale.....	46,3	47,7
Pour une hélice latérale.....	47,1	48,5

VIII. — Quant à la valeur de A qui correspond à la vitesse maxima du navire, elle est plus petite, et M. Doyère propose les chiffres suivants pour le cas d'une machine verticale :

	Hélice à 4 ailes.	Hélice à 3 ailes.
Pour une hélice centrale.....	45,0	46,3
Pour une hélice latérale.....	46,0	47,4

M. Doyère termine en exprimant le désir que des expériences soient entreprises en vue de renouveler et de rajeunir celles du *Pélican*, et il propose à l'Association technique maritime de transmettre un vœu dans ce sens à M. le Ministre de la Marine.

M. le PRÉSIDENT exprime l'avis qu'il conviendrait de remettre la discussion de ce Mémoire jusqu'après la lecture des trois autres Mémoires qui se rapportent également aux hélices. Cette proposition est adoptée par l'Assemblée.

M. DRZEWIECKI donne lecture de son Mémoire.

Du choix des éléments déterminant les hélices propulsives, permettant leur facile comparaison entre elles ;

par M. S. DRZEWIECKI,
Ingénieur.

L'auteur rappelle que, dans sa dernière Communication au Congrès international d'Architecture et de Construction navales, il a montré que les éléments d'une hélice *normale* pouvaient tous être exprimés en fonction de l'un d'eux, l'*avance par tour*, qui, par conséquent, suffisait à déterminer complètement l'aile normale. Si, maintenant, on exprime ces divers éléments par leur rapport à l'avance par tour, ou mieux par leur rapport au *module*, qui est l'avance divisée par 2π , on trouve des nombres abstraits, constants pour les ailes normales, et s'écartant plus ou moins de ces nombres constants, pour les ailes ordinaires ; il en résulte que le tableau des éléments d'une aile normale, exprimés en unités modules, dressé une fois pour toutes, peut servir indistinctement pour toutes les ailes normales, sans exception ; le module seul diffère d'une aile à une autre, et cela seulement dans le cas d'avances par tour différentes ; car, si l'avance par tour est la même, quel que soit le bateau, les ailes normales devront toujours être identiques ; leur nombre différera seulement suivant les bateaux.

Cette manière d'exprimer les éléments des hélices est excessivement commode pour leur comparaison entre elles, non seulement pour les hélices normales, mais aussi pour les hélices ordinaires, qui, pour la plupart, s'écartent peu des normales.

L'auteur indique ensuite le moyen de ramener la surface active d'une aile d'hélice ordinaire, dont le nombre d'ailes ne correspond pas exactement au nombre nécessaire trouvé par le calcul, à une surface équivalente d'ailes, dont le nombre est celui que donne le calcul; il montre aussi comment on peut toujours ramener une aile à incidence variable à une autre équivalente à incidence constante optimum; de cette façon, il est toujours possible de comparer rigoureusement une aile d'hélice quelconque, à l'aile normale correspondante; le tout se ramène à un *coefficient de réduction*, qui se rapproche d'autant plus de l'unité, que les éléments de l'aile en question se rapprochent eux-mêmes plus de ceux qu'indique le calcul.

La comparaison d'un nombre considérable de bonnes hélices fournirait un moyen pratique de vérifier, et de rectifier, s'il y a lieu, les valeurs un peu hypothétiques des données fondamentales admises comme bases du calcul, telles que l'incidence optimum et la mesure de la résistance éprouvée par l'unité de surface rencontrant le fluide sous cette incidence. Alors la théorie de l'hélice serait absolument rigoureuse.

M. le PRÉSIDENT, en adressant les remerciements de l'Assemblée à M. Drzewiecki, déclare qu'une longue lecture et une étude approfondie seraient nécessaires pour pouvoir discuter à fond ce savant Mémoire. Il rappelle que les théories émises par M. Drzewiecki ont été appliquées avec succès.

La séance est levée à 11^h 15^m.

Séance de l'après-midi.

PRÉSIDENCE DE M. NORMAND.

La séance est ouverte à 2^h 45^m.

M. SOLIGNAC donne lecture du Mémoire qu'il présente en collaboration avec M. Grille.

Chaudière marine du système Solignac et Grille:

par MM. SOLIGNAC et GRILLE.

Ingenieurs-Constructeurs.

MM. Solignac et Grille démontrent que la circulation dans une chaudière ne peut être obtenue par une simple différence de densité entre la partie en ébullition et la partie

liquide; il faut tenir compte des résistances au frottement, existant naturellement ou créées artificiellement en amont de la région vaporisatrice. Ils indiquent également qu'une condition essentielle de la bonne conservation des tubes est un rafraîchissement facile, par conséquent une grande production de vapeur par unité de surface; d'où résulte qu'il convient, pour réduire au minimum la fatigue des tubes de coup de feu, de leur demander une vaporisation aussi énergique que possible.

Après avoir indiqué les résultats constatés sur une chaudière de la Fonderie de Ruelle, MM. Solignac et Grille indiquent les conditions de construction auxquelles ils se sont astreints, pour créer un type de chaudière marine applicable à tous les types de navire, aussi bien pour le torpilleur que pour le grand cuirassé. Ils donnent ensuite une description détaillée de ce type, en insistant sur la méthode d'expulsion des dépôts par renversement du courant de vapeur, et de nettoyage, ainsi que de réparation, par basculage du faisceau tubulaire.

Des projections cinématographiques, qui suivent la lecture du Mémoire, font voir la manœuvre du basculage du faisceau tubulaire et du ballon.

M. SOLIGNAC invite les membres de l'Association qui le désireraient à venir visiter ses chaudières le 2 juin.

M. LELONG fait remarquer que, contrairement à une assertion émise par M. Solignac, on admet généralement que la cause du cintrage des tubes de coup de feu est l'excès de chauffage de la moitié inférieure de la section du tube, excès de chauffage causé par le rayonnement du foyer.

M. NORMAND signale qu'il se produit des cas de cintrage tantôt dans un sens, tantôt dans l'autre, mais plus généralement la convexité est tournée vers le haut. Il rappelle que la chaudière du Temple à deux plis présente une certaine analogie avec celle de M. Solignac, les tubes de cette chaudière ayant un diamètre plus petit en bas qu'en haut, ce qui produit une réduction de section jouant le même rôle que les tuyères de la chaudière de M. Solignac. Sur cette dernière, toutefois, l'étranglement occupe une moindre longueur que sur la chaudière du Temple.

M. SOLIGNAC déclare que l'un des effets de la tuyère est d'empêcher le tube de rougir. Chauffé avec une rampe à gaz, un tube de 1^{cm} de section sans tuyère rougit; avec une tuyère réduisant la section à 1^{mm}, 5, il ne rougit plus; il ajoute que la tuyère n'a toute son effi-

capacité qu'avec une disposition permettant le dégagement de la vapeur au-dessus du niveau de l'eau.

M. le PRÉSIDENT demande quelle différence de pression il y a entre la partie inférieure et la partie supérieure de la chaudière, dans l'opération de nettoyage du faisceau tubulaire.

M. SOLIGNAC répond que, dans le type actuel, la différence est nulle.

M. le PRÉSIDENT signale les inconvénients d'une variation brusque de pression dans une chaudière, laquelle est une source de graves dangers. C'est à des différences de pression, causées par la condensation dans certaines régions, que l'on attribue les explosions de chaudières qui ont lieu quand un navire coule. Il se produit des marteaux d'eau d'une extrême puissance, analogues à ceux qui sont cause d'explosions sympathiques, lorsque, dans une batterie de plusieurs chaudières, l'une d'elles vient à faire explosion.

M. le PRÉSIDENT termine en remerciant MM. Solignac et Grille de leur intéressante Communication, et de la peine qu'ils ont prise de la rendre plus attachante par l'adjonction de projections cinématographiques.

M. DE COURVILLE donne lecture du Mémoire de M. Laubeuf.

Note sur les essais d'hélices effectués sur les contre-torpilleurs Dunois et Lahire;

par M. LAUBEUF,

Ingénieur en chef de la Marine.

La Note donne d'abord (Tableau I) les caractéristiques de quatre paires d'hélices essayées sur deux contre-torpilleurs, savoir : deux paires à 3 ailes, sur le *Dunois*; deux paires à 4 ailes, sur le *Lahire*.

Les deux carènes sont identiques, sauf le point suivant : le *Dunois* n'a pas de quilles à roulis, le *Lahire* en a.

Les résultats des essais sont donnés par le Tableau II.

L'auteur en tire les conclusions suivantes :

1° La formule de Moll donne des résultats satisfaisants pour la comparaison des hélices appliquées à une même carène, à la condition que cette comparaison soit faite pour un même nombre de tours, car la loi de proportionnalité de la puissance au cube des nombres de tours n'est pas exacte.

2° L'hélice la meilleure est celle à l'angle d'attaque le plus constant le long de l'aile. Cet angle d'attaque est plus éloigné de l'angle optimum de M. Drzewiecki que celui d'une autre hélice moins bonne. Mais cette contradiction apparente vient de ce qu'on n'a pas pu donner

à cette hélice le diamètre le meilleur. Les théories de M. Drzewiecki, sur l'angle d'attaque optimum de 3° environ, sont donc confirmées ; mais le diamètre extérieur doit être pris plus grand que ne l'indiquent ses formules ;

3° Le recul diminue en même temps que l'angle d'attaque α ; à l'allure commune de 210 tours, il est presque exactement proportionnel à $\tan \alpha^{\frac{3}{2}}$;

4° L'auteur pense que ces essais confirment les résultats qu'il a donnés dans une Note *Sur les formes de carène des bâtiments rapides* (*Bulletin de l'Association technique maritime*, n° 9, année 1898).

Le *Dunois* et le *Lahire* ont des arrières insuffisamment fins, révélés par la courbe des aires des couples. Entre les deux méthodes d'affinement de l'arrière, voûte plate ou arrière pointu, l'auteur est partisan de la seconde pour les bâtiments du tonnage du *Dunois*, pour raison de solidité de la coque.

M. le PRÉSIDENT fait remarquer que la dernière hélice proposée par M. Laubeuf a un pas peu supérieur au diamètre, ce qui entraînera une vitesse circonférencielle très élevée.

M. LELONG fait remarquer qu'aux raisons que M. Laubeuf indique, pour expliquer l'amélioration produite par les modifications qu'il a fait subir aux hélices du *Lahire*, il semble qu'il convient d'ajouter la suivante :

L'orientation de la face dorsale des ailes du *Lahire* est peu favorable. Si l'on supposait qu'il n'y a pas du tout d'eau entraînée, on trouverait que la moitié de la surface du dos travaille à contre. La vitesse de l'eau entraînée est difficile à apprécier exactement, mais il est peu vraisemblable qu'elle soit suffisante pour que la surface dorsale travaille dans des conditions satisfaisantes.

L'influence de la surface dorsale a été mise en évidence par M. Rateau (voir *Bulletin de l'Association technique maritime*, n° 11 ; 1900) à l'aide d'une méthode différente de celles qu'on a appliquées jusqu'ici à l'étude de l'hélice ; aussi a-t-on quelque peine, *a priori*, à saisir la relation qui existe entre la théorie de M. Rateau et la théorie précédemment émise. Mais on peut arriver aux mêmes conclusions par la considération du plan mince, et par la théorie de l'angle d'attaque de M. Drzewiecki. Cette dernière théorie consiste à apprécier à l'aide des formules du plan mince le rendement d'un élément d'hélice suivant son orientation. On trouve ainsi : 1° que l'angle fait par la direction de l'élément avec la vitesse absolue de déplacement (angle d'attaque) joue à ce point de vue un rôle considérable ; 2° que le rendement est maximum pour un angle d'attaque égal à environ $2^\circ 30'$; 3° que le

rendement diminue très vite quand on s'écarte par défaut de l'angle optimum, et qu'il diminue au contraire très lentement quand on s'en écarte par excès.

Cette dernière considération montre qu'on ne peut apprécier le rendement d'une surface courbe d'après un angle d'attaque moyen, et qu'il est nécessaire d'envisager l'angle d'attaque de chacun de ses éléments, surtout si ces angles d'attaque sont situés de part et d'autre du maximum.

En particulier, les éléments de la face dorsale d'une hélice ayant une orientation variable, et différente de celle de l'autre face, on ne peut appliquer les formules du plan mince à l'hélice qu'après les avoir décomposées de la manière suivante :

La résistance de rencontre P , éprouvée par un plan mince, est la somme de deux résistances : l'une, p_1 , résultant de la surpression sur la face avant, l'autre, p_2 , résultant de la dépression sur la face arrière. Soient

$$P = KV^2 \sin i, \quad p_1 = K_1 V^2 \sin i, \quad p_2 = K_2 V^2 \sin i; \\ K = K_1 + K_2.$$

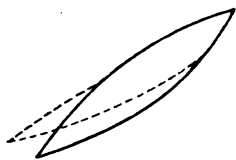
Si l'on calcule la résistance d'un élément dont les deux faces opposées ne sont pas parallèles, on doit séparer les deux pressions p_1 et p_2 , et les appliquer l'une à la face avant, l'autre à la face arrière, en tenant compte de l'angle d'attaque de chacune de ces deux faces.

Pour apprécier ainsi le rendement d'un élément d'hélice, il suffit de reprendre la théorie de M. Drzewiecki, en remplaçant le coefficient K par K_1 pour les éléments de la face travaillante, et par K_2 pour les éléments de la face dorsale. Si l'on suppose, comme première approximation, $K_1 = K_2$, on retombe sur le même angle optimum $2^\circ 30'$.

L'influence des deux faces apparaît ainsi comparable. En réalité, ces deux faces travaillent, l'une par poussée, l'autre par succion. On en conclut que, aussi bien pour les éléments du dos que pour ceux de la surface travaillante, on doit éviter à tout prix de faire descendre l'angle d'attaque au-dessous du maximum, et qu'il convient seulement de ne pas trop s'écarter par excès du maximum.

On trouve ainsi que, sur beaucoup d'hélices existantes, les angles d'attaque de la face dorsale doivent être trop faibles, même en tenant compte de l'eau entraînée. Il est même vraisemblable que, dans un

certain nombre de cas, une fraction de la face dorsale travaille à contre. Il en est de même, en particulier, pour celles du *Lahire*. Dans la modification faite par M. Laubeuf, la suppression de l'élément BC (voir p. 95) a été une cause importante d'augmentation de rendement, tandis que l'accroissement de l'angle d'attaque de la face travaillante n'a produit qu'une perte relativement faible. On s'explique ainsi que le résultat final ait été favorable.



Il semble donc très important de donner aux éléments du dos un angle d'attaque suffisant, quitte à déformer la surface travaillante, comme l'indique le croquis ci-dessus.

M. le PRÉSIDENT signale la grande influence de la forme des sections longitudinales du navire sur le fonctionnement des hélices. Les sections du *Dunois* et du *Lahire* se relèvent vivement, ce qui cause une différence d'action entre l'aile montante et l'aile descendante; celle-ci a un très fort recul, tandis que l'aile montante a un recul faible, peut-être même négatif. Cette remarque a déjà été présentée par M. Normand dans une Note sur l'influence de l'angle fait par les filets liquides avec l'arbre porte-hélice, Note insérée au *Mémorial du Génie maritime*.

M. NORMAND donne lecture de son Mémoire.

Sur les avantages que présente pour les navires de guerre la combinaison d'une faible acuité et d'une grande surface propulsive,

Par M. J.-A. NORMAND.

L'auteur fait observer que si, dans les navires de commerce, destinés à naviguer d'une façon continue à leur vitesse maxima, il est avantageux que l'acuité soit telle qu'elle corresponde à la vitesse normale maxima, il n'en est plus de même sur les navires de guerre, où la grandeur absolue, loin d'être un avantage, doit être réduite au maximum compatible avec les autres conditions de vitesse et de puissance offensive et défensive.

Il remarque que dans les deux flottes créées par Dupuy-de-Lome, les vitesses normales maxima variaient entre les deux tiers et les trois quarts des vitesses réalisées. Ce n'est qu'à cette condition, vitesse normale maxima inférieure à la vitesse à obtenir, et surface propulsive développée, qu'on peut, tout en conservant aux grandes vitesses des utilisations

convenables, éviter une acuité et des dimensions excessives, exclusives d'une protection suffisante, et de frais de construction modérés.

M. NORMAND s'excuse de la brièveté avec laquelle il a traité ce sujet, qui eût mérité de plus longs développements; mais le temps lui a manqué.

M. le PRÉSIDENT propose d'ouvrir la discussion générale relative aux quatre Mémoires sur les hélices qui ont été lus (MM. Doyère, Drzewiecki, Laubeuf et Normand).

M. DRZEWIECKI. — J'ai été, à un double point de vue, heureux d'entendre la très intéressante Communication sur les essais comparatifs du *Dunois* et du *Lahire*, d'abord parce que j'y ai trouvé la confirmation de ma théorie des hélices, et qu'une telle confirmation, venant d'un ingénieur de la valeur de M. Laubeuf, qui au génie créateur de l'inventeur unit l'esprit profondément scientifique de l'observateur et de l'expérimentateur, acquiert de ce fait, à mes yeux, une autorité incontestable; en second lieu, je considère que des Communications du genre de celle que nous venons d'entendre, documentées de faits précis, résultats d'essais systématiques, constituent la plus précieuse contribution à l'étude de la question si complexe des propulseurs; aussi serait-il au plus haut degré désirable que ce bon exemple fût suivi par d'autres ingénieurs des Constructions navales, qui souvent ont l'occasion de suivre des essais analogues. A ce vœu, je me permettrai d'en ajouter encore un autre, c'est de voir, à l'avenir, tous les éléments des hélices expérimentées exprimés en nombres abstraits, c'est-à-dire par leur rapport au module (avance divisée par 2π), ce qui faciliterait considérablement la comparaison des différentes hélices entre elles, ainsi que je l'ai montré ce matin.

Quant à l'observation personnelle de M. Lelong sur l'influence de la face dorsale de l'aile, sur son utilisation, je suis tout à fait de son avis, en faisant toutefois la restriction que la face dorsale de l'aile peut souvent nuire à la propulsion, mais que, *dans aucun cas, elle ne peut y contribuer*, car, quelle que soit la forme de cette face dorsale, elle ne fera que diminuer, plus ou moins, l'action propulsive due *entièrement* à la face arrière de l'aile; aussi y a-t-il tout intérêt à rendre cette face dorsale le moins nuisible possible, en évitant que les filets liquides ne viennent la rencontrer sous une incidence positive quelconque. J'ai

proposé, il y a quelques années, dans ce but, une construction d'aile qui répond à ce desideratum; la section de la face arrière (face poussante) étant représentée par une ligne droite, celle de la face dorsale, dans sa moitié postérieure, depuis le milieu de l'aile jusqu'à l'arête de sortie, est une courbe limitant l'épaisseur de l'aile, épaisseur maximum au rayon central, et diminuant progressivement vers l'arête de sortie; cette courbe, rencontrant la droite de la face arrière sous un angle aigu, produit une arête effilée à la sortie, comme dans les hélices ordinaires; dans la partie antérieure, depuis le rayon central jusqu'à l'arête d'entrée, la section de la face dorsale est une droite faisant avec la section de la face arrière un angle de -2° , tandis que l'incidence des filets liquides, par rapport à la face arrière, est de $+3^\circ$ environ, de sorte que, par rapport à la partie antérieure de la face dorsale, cette incidence devient de -1° . L'aile ainsi déterminée serait à l'avant presque aussi épaisse qu'en son milieu, et sa résistance de pénétration dans l'eau serait considérable; aussi, afin de faciliter l'entrée de l'aile dans l'eau, on abat l'angle antérieur de la face arrière, en la raccordant par une courbe convenable avec l'arête d'entrée, qui se trouve alors non plus sur la face arrière, mais bien sur la face dorsale de l'aile; cette demi-proue, qu'on ajoute à la face poussante, ne peut évidemment pas avoir un aussi bon rendement que le reste de cette face, à cause de l'incidence trop grande des filets liquides, mais, par contre, cette disposition empêche les filets liquides de rencontrer la face dorsale de l'aile sous une incidence positive, ce qui évite des contre-poussées nuisibles à la propulsion, et en somme le rendement total est supérieur.

Je demanderai encore la permission de dire quelques mots au sujet de la précédente Communication, celle qui se rapportait à la surface propulsive des hélices. Avant tout, je tiens à rendre à M. Doyère l'hommage qui lui est dû, en reconnaissant qu'il a été le premier, à ma connaissance du moins, qui ait compris et signalé la différence capitale qui existe entre la surface propulsive d'une hélice et sa surface géométrique, différence qui, même aujourd'hui, n'est pas encore couramment admise. Cette surface propulsive, que M. Doyère a appelée *surface efficace*, est constituée par l'ensemble des éléments de l'aile, qui travaillent chacun dans des conditions différentes de vitesse, de di-

rection et souvent même d'incidence, en assignant à chacun son importance réelle au point de vue de son action mécanique; c'est ainsi, je le suppose du moins, que M. Doyère détermine la surface efficace, car, ayant inséré ses intéressantes études dans le *Mémorial du Génie maritime*, publication malheureusement interdite à la grande majorité du public, il les a, par là même, condamnées à rester ignorées de beaucoup de gens que la question pourrait intéresser, et c'est vraiment regrettable. Aussi, lorsqu'il y a une dizaine d'années environ j'entrepris moi-même l'étude de cette question, j'ignorais absolument les travaux de M. Doyère sur ce sujet, et c'est par des considérations probablement analogues aux siennes, que je suis arrivé aussi à la conception de cette surface propulsive réelle de l'hélice, que j'ai appelée *surface active*, et qui vraisemblablement est l'expression générale de la fonction, dont la surface efficace de M. Doyère n'est qu'un cas particulier. Car, ainsi que je l'ai montré dans une Communication à l'Association technique maritime en 1892, il existe une infinité de surfaces actives, différentes de forme et de dimension, qui sont identiques au point de vue de la propulsion, ou du travail moteur absorbé: elles sont *équivalentes*, tout en étant géométriquement différentes, de même que plusieurs surfaces d'aile géométriquement égales peuvent être absolument différentes au point de vue de leur action mécanique; aussi pour la comparaison des hélices entre elles, ce ne sont que les surfaces actives qui sont comparables. La surface efficace, définie par l'intégrale que donne M. Doyère, me paraît tendre à réaliser, dans une certaine mesure pratique, un maximum de surface active, avec un minimum de surface frottante; c'est certainement un avantage, mais je crains qu'il ne soit contre-balançé par certains inconvénients que je prendrai la liberté de signaler: il me semble que, au point de vue de l'utilisation, une aile de la forme de celle que recommande M. Doyère ne serait pas très avantageuse: en premier lieu, parce qu'elle réduit la surface de l'aile précisément à l'endroit où le coefficient de rendement est maximum, et qui correspond à la partie basse de l'aile, là où les éléments de l'aile font avec l'axe des angles voisins de 45° , ainsi que je l'ai montré dans ma Communication de 1892; en second lieu, cette forme d'aile réduisant considérablement la longueur d'insertion au moyeu oblige, pour conserver la solidité voulue, à augmenter beaucoup l'épaisseur à cet endroit, ce qui est aussi au détriment du ren-

dement. Je crois, au contraire, que, pour avoir de bonnes utilisations, toutes choses égales d'ailleurs, il vaut mieux élargir l'aile dans le bas, et l'insérer au moyeu par une bande longue et étroite.

Pour terminer, j'exprimerai le regret de n'avoir pas pu suivre complètement les déductions si intéressantes du Mémoire de M. Doyère, n'ayant pas eu la bonne fortune, pour les raisons que j'ai données tout à l'heure, de connaître ses études antérieures sur le même sujet; il m'a donc été impossible de me rendre un compte bien exact de la genèse des formules qu'il a employées, et des hypothèses qui ont servi à les établir; dans tous les cas, je considère que cette conception réellement mécanique de la surface propulsive de l'hélice est la seule scientifique, la seule qu'on puisse rationnellement admettre pour la comparaison des hélices, et, pour ma part, je regarde comme un grand honneur de m'être rencontré sur ce terrain avec l'éminent ingénieur qu'est M. Doyère.

M. le PRÉSIDENT ne partage pas tout à fait l'avis de M. Drzewiecki sur la forme à donner à l'aile. Une aile ayant une grande largeur près du moyeu lui paraît désavantageuse, l'eau, dans la région centrale, se dégageant difficilement : la partie voisine du moyeu, jusqu'au quart environ du rayon, doit avoir peu d'efficacité. La partie vraiment utile de l'aile ne commence qu'au delà de cette limite et, par suite, la partie centrale doit être réduite à un simple support donnant appui à la surface ayant une action utile. La forme de ce support doit être celle qui offre la moindre résistance.

Dans le sens transversal, ou autrement dit suivant les sections cylindriques, il ne faut pas considérer comme efficace la région d'attaque de l'eau. Pour éviter l'action nuisible du dos de l'aile, il pense que cette région d'attaque doit être taillée, sur une longueur d'autant plus grande que l'épaisseur est plus considérable, de manière à former une sorte de proue, qui amène facilement l'eau à la région moyenne en largeur de l'aile, où se produit la principale partie de l'action propulsive; pour cela, il faut augmenter légèrement le pas dans le voisinage immédiat de l'arête d'attaque.

M. LELONG signale que le calcul l'a amené à des conclusions analogues.

M. le PRÉSIDENT fait remarquer que l'épaisseur nécessaire pour la résistance de l'aile ne permet pas de lui donner la forme théoriquement idéale. Il règne aussi une grande obscurité sur la meilleure distribution à adopter pour la surface. Pour prendre deux cas extrêmes, la maison Schichau a adopté des hélices pointues, qui donnent de bons résultats; l'hélice du *Talisman*, construit par M. Augustin Normand père, qui a donné une des plus belles utilisations connues, avait une aile large à l'extrémité; la fraction de pas était constante, du moyeu au bout de l'aile, ce qui donnait le minimum de surface géométrique et le maximum de surface agissante.

M. BERTIN fait un exposé du Mémoire de M. Kriloff.

Théorie générale des oscillations du navire sur une mer houleuse,

Par M. A. KRILOFF,

Professeur à l'Académie navale de Saint-Petersbourg.

Continuant le développement des études qui ont fait l'objet de sa précédente Communication (voir *Bulletin de l'Association technique maritime*, n° 8, 1897, page 19), l'auteur examine le cas où la largeur du navire étant petite par rapport à la longueur de la vague, il est possible de négliger les puissances supérieures à la seconde dans les développements en série des fonctions trigonométriques de l'angle $\frac{2\pi y}{\lambda^2}$. Il applique la formule ainsi simplifiée au croiseur russe *Amiral Korniloff*. Après des considérations sur le calcul approximatif des moments principaux d'inertie des masses du navire, et sur les lois de la résistance de l'eau aux oscillations, l'auteur établit les lois du mouvement du navire sur une houle régulière, puis sur une houle non régulière. Il donne aussi les principaux résultats obtenus expérimentalement par M. Boubnoff sur l'influence des chambres à eau sur la décroissance du roulis.

M. BERTIN. — Le nouveau Mémoire de M. Kriloff confirme les conclusions pratiques très intéressantes qui découlent des savants calculs de l'auteur, dans sa théorie complète du roulis, de 1897. Les formules finales de M. Kriloff, si elles présentent une certaine complication, inévitable dans un sujet qui ne comporte sûrement pas de solution théorique simple, ne sont donc nullement rebelles aux applications numériques.

Nous devons accueillir toute cette étude avec un intérêt d'autant plus vif qu'elle poursuit principalement, dans la voie de la plus vieille tradition française, la recherche du *roulis forcé*, jadis défini par D. Bernoulli comme le terme du mouvement tendant à se synchroniser avec une houle mathématiquement régulière, qui a été l'objet des

recherches de Don Juan et surtout de Reech. La superposition d'un *roulis forcé* et d'un *roulis d'équilibre* a été, si mes souvenirs sont exacts, la base dont M. Charles Brun est parti dans son Mémoire de 1864. Le mouvement habituel de roulis est en effet complexe; il comprend une combinaison d'oscillations distinctes, comme l'indiquait déjà D. Bernoulli. M. Kriloff superpose aux *oscillations forcées* des *oscillations libres*, soumises aux principales lois du mouvement factice en eau calme, conception éminemment rationnelle, et conforme aux faits d'observation.

Une supériorité évidente de M. Kriloff sur les devanciers, dont je viens de rappeler les noms, consiste à avoir conservé à la houle ses lois exactes, au premier degré d'approximation où il s'est placé, alors que dans les recherches les plus récentes, sans excepter les travaux aujourd'hui classiques de William Froude et le Mémoire de Saint-Venant, le mouvement orbitaire de l'eau est remplacé par une oscillation pendulaire fort différente.

Lorsque, pour rendre une équation intégrable, on supposait les creux et les sommets de la houle symétriques par rapport au point d'inflexion, on remplaçait par des constantes, dans l'expression différentielle du roulis, deux coefficients qui roulent eux-mêmes entre deux limites éloignées. M. Kriloff montre clairement, par la forme de ses équations finales, l'imperfection du point de départ adopté par ses devanciers.

Enfin, M. Kriloff a établi, et ce n'est pas là son moindre mérite, que toute irrégularité de la houle, même faible, produit et entretient un *roulis libre*, qui se renouvelle sans cesse au lieu de s'éteindre graduellement, et dont les oscillations se superposent à celles du *roulis théoriquement forcé*. Cette considération a d'autant plus d'importance que les roulis de grande amplitude donnent naissance à des embardées, que des embardées équivalent à des irrégularités de la houle, et que, par suite, les grands roulis s'accomplissent toujours sur une houle relative irrégulière.

L'étendue des roulis libres, calculés par M. Kriloff dans certaines hypothèses, ne peut se déterminer que par l'observation, parce que les irrégularités de la houle nous échappent, que les embardées ne sont jamais relevées, et que leur équivalence en irrégularité de houle est inconnue. Peut-être la part pourrait-elle se faire aux deux sortes de roulis, en appliquant l'analyse pénétrante de M. Kriloff à la discussion des relevés de l'oscillographe double.

Le temps m'aurait manqué pour un travail approfondi. Je me suis borné à rechercher, parmi les relevés de l'oscillographe, postérieurs à ceux qui ont été autrefois étudiés dans les *Observations sur le roulis et le tangage*, quelques courbes pouvant présenter la superposition de roulis envisagée par M. Kriloff. Je me suis arrêté à deux courbes prises à la mer sur les paquebots *Djemnah* et *Menzaleh*, où les roulis n'atteignent pas les grandes amplitudes, qui semblent toujours accompagnées d'un tautochronisme presque parfait.

Le Tableau suivant présente, pour deux séries de vingt-trois roulis simples consécutifs, d'un bord à l'autre, les amplitudes totales et les durées enregistrées par le grand pendule de l'oscillographe. La première série se rapporte au *Djemnah* venant de Naples, et recevant près de Port-Saïd un coup de vent de Nord amenant à peu près la mer du travers. La seconde se rapporte au *Menzaleh*, remontant le canal de Formose dans la mousson de N.-O., et recevant de l'avant, un peu sur bâbord, une grosse mer produisant de violents tangages accompagnés d'embardees.

TABLEAU.

1° <i>Djemnah</i> (25 décembre 1885).			2° <i>Menzaleh</i> (30 janvier 1886).		
Numéros.	Amplitude totale.	Demi-période.	Numéros.	Amplitude totale.	Demi-période.
1.....	3 ⁰	6,6	1.....	10,5	4,9
2.....	3	5,7	2.....	15	6
3.....	1,5	6	3.....	16,5	6
4.....	1	4,8	4.....	25	6,5
5.....	14	7	5.....	24,5	5
6.....	16,5	7,5	6.....	22,5	5,5
7.....	11	8,6	7.....	22,5	5,6
8.....	7	7,1	8.....	24,5	5,6
9.....	7,5	7,3	9.....	21	5,3
10.....	5	7	10.....	15	5,6
11.....	6	7,3	11.....	7,5	4,8
12.....	7	6,9	12.....	10	5,3
13.....	6	6,8	13.....	11	3
14.....	8	7,8	14.....	5	2,8
15.....	10	6,6	15.....	5	4,3
16.....	9	7	16.....	8,5	4,9
17.....	11,5	9	17.....	9	5
18.....	7,5	7	18.....	14,5	4,6
19.....	8	9	19.....	8	4,2
20.....	17,5	7	20.....	4	3,5
21.....	16,5	7	21.....	11	3,7
22.....	13,5	6,8	22.....	17	4,5
23.....	9	7,6	23.....	14	5,3

Sur le *Djemnah*, la demi-période propre du roulis libre, voisine de 7^s , domine dans le mouvement; elle se présente avec toute l'exactitude que les observations comportent, dans les roulis de plus de 10° d'amplitude, quand ceux-ci n'ont pas pour voisins des roulis de moins de 10° ; tel est le cas des oscillations n° 6 et n° 21. Pour les roulis de faible amplitude, la durée de l'oscillation simple descend à $5^s,7$ et même à $4^s,8$.

Sur le *Menzaleh*, dont la demi-période de roulis propre dépassait un peu $5^s,5$, les durées sont plus irrégulières, et laissent supposer que le roulis forcé a joué un plus grand rôle. Ainsi, pour un roulis de 17° , n° 22, la durée descend à $4^s,5$, bien que les deux roulis voisins aient 11° et 14° d'amplitude. Pour de plus petits roulis, comme les n°s 13 et 14, on rencontre une demi-période s'abaissant à $2^s,9$. Par contre, la série de huit roulis de plus de 10° , n°s 2 à 9, qui est précédée et suivie d'un roulis de plus de 10° , présente un tautochronisme presque parfait, avec une demi-période de $5^s,7$, ce qui confirme bien, même pour le *Menzaleh*, la loi habituelle de la période constante pour les mouvements un peu étendus.

On ne doit pas oublier, en examinant le Tableau, que les relevés pris sur les courbes pendulaires sont assez loin de la précision des méthodes astronomiques, dont M. Kriloff s'est rapproché pour ses équations. La position des sommets n'est guère déterminée qu'au quart de seconde près, de telle sorte que l'erreur commise sur la durée d'une oscillation pourrait, à la rigueur, atteindre une demi-seconde.

Les autres sujets traités dans le Mémoire ne donnent pas lieu à discussion, et il serait d'ailleurs superflu d'en signaler l'intérêt. Je crois cependant devoir indiquer que l'explication des effets du lest liquide, adoptée d'après une étude en cours de M. Boubnoff, permettrait, si j'ai bien compris, de substituer à la citerne un simple pendule compensé, d'une période égale à celle du roulis. Or, il ne semble pas qu'aucun pendule puisse réaliser les effets attribués au lest liquide pour combattre le roulis. Nous devons attendre sur ce point le travail de M. Boubnoff.

M. le PRÉSIDENT adresse à M. Bertin les remerciements de l'Assemblée, pour la peine qu'il a prise de faire un exposé, qui permet d'apprécier un Mémoire d'un haut intérêt scientifique, mais qui exige une longue étude.

Il ajoute que la question de l'emploi du lest liquide pour la réduction du roulis est importante, mais peu connue : une couche liquide répandue dans les fonds d'un navire annule sa stabilité initiale, laquelle reparait dès que l'inclinaison est suffisante pour que la rencontre des flancs du navire arrête le mouvement du liquide. On a proposé d'obtenir une combinaison analogue de stabilité faible dans la position droite, et grande sous une inclinaison finie, par l'adoption de murailles d'une forme transversale telle, que le centre de courbure dans le voisinage de la flottaison fût extérieur au navire.

M. LELONG signale l'importance du travail de frottement que produit le lest liquide.

M. LELONG donne lecture de son Mémoire.

Sur la détermination des forces d'inertie dans les machines alternatives ;

par M. LELONG,
Ingénieur de la Marine.

Le Mémoire a pour objet d'indiquer une construction des forces d'inertie dans le système bielle-manivelle, fondée sur les principes de mécanique graphique exposés par M. l'Ingénieur Marbec (voir *Bulletin de l'Association technique maritime*, année 1892).

L'application directe de la méthode de M. Marbec à la détermination des accélérations conduit à une construction générale, applicable quelle que soit la loi du mouvement de rotation de l'arbre moteur.

En ce qui concerne la composition des forces d'inertie, on peut tenir compte de l'obliquité des bielles par un procédé simple, en concentrant les masses d'une part au pied de bielle, d'autre part en un point de la bielle facile à construire. La force d'inertie concentrée en ce dernier point passe très approximativement par un point fixe situé sur l'axe. Cette force peut se calculer facilement : on en déduit une formule simple pour le calcul des contrepoids de manivelles.

La Note se termine par quelques remarques sur l'importance relative des forces d'inertie dans les cylindres successifs des machines à expansions multiples, et dans certaines machines à simple effet, telles que les pompes à air et les moteurs à gaz.

M. BERTIN dit qu'en 1895 il avait abordé l'étude des chocs, en vue d'une Communication à faire à l'Association, mais qu'il y a renoncé, n'ayant pas trouvé de formules satisfaisantes.

M. NORMAND fait remarquer qu'avec les introductions habituelles, les moteurs à vapeur ont un régime qui diffère grandement de celui des cylindres à eau des pompes à air, et des cylindres des moteurs Diesel,

considérés par M. Lelong. Avec des nombres de tours élevés, on arrive à des efforts excessifs à bout de course.

M. LELONG répond que cette observation est parfaitement exacte pour les machines de torpilleurs. Il n'en est pas de même pour les grandes machines, où la limite n'est pas atteinte pour le petit cylindre, est atteinte pour le moyen, et généralement dépassée pour le grand. Aussi, quand on dédouble le grand cylindre, ne faut-il pas se borner à partager entre les deux cylindres la longueur des portées que l'on donne généralement à un seul cylindre.

Il signale le cas d'une pompe dont les échauffements, très notables à petite allure, ont disparu en la faisant marcher à grande vitesse.

La séance est levée à 5^h 30^m.

SÉANCE DU 30 MAI 1901.

PRÉSIDENCE DE M. BERTIN.

La séance est ouverte à 2^h 40^m.

Le SECRÉTAIRE GÉNÉRAL donne lecture du premier Mémoire de M. Dibos.

Disperseur de brouillard ;

par M. DIBOS,
Ingénieur-Conseil, Lauréat de l'Institut.

L'auteur, ayant remarqué qu'une projection de gaz chauds, sortis de la cheminée, disperse le brouillard et permet la visibilité à quelque distance, donne le schéma d'un appareil, dans lequel l'air réchauffé par de la vapeur provenant de la chaudière du navire, et comprimé à 4^h par une pompe Denayrouse, est projeté horizontalement par une buse.

L'auteur a essayé cet appareil, qui a créé une éclaircie de 250^m de long, suffisante quelquefois pour éviter une collision.

Un membre demande si l'on sait quelle est la dépense de vapeur qu'entraîne l'appareil proposé par M. Dibos. L'auteur étant absent, il ne peut lui être répondu.

M. le PRÉSIDENT se demande s'il ne serait pas avantageux de surchauffer l'air.

M. DRZEWIECKI exprime l'idée qu'il serait avantageux de réchauffer l'air après sa détente.

M. le PRÉSIDENT ajoute qu'il y a encore des expériences à faire et des détails à étudier; il rapproche cette projection d'air chaud attaquant le brouillard des effets de l'artillerie spéciale, combinée pour la protection des récoltes contre la grêle.

Le SECRÉTAIRE GÉNÉRAL donne lecture du deuxième Mémoire de M. Dibos.

Note sur les projecteurs signaleurs électriques;

par M. DIBOS,

Ingénieur-Conseil, lauréat de l'Institut.

Les paquebots *Nord* et *Pas-de-Calais*, qui appartiennent à la Compagnie des Chemins de fer du Nord, circulent dans des parages très fréquentés par les vapeurs et les bateaux de pêche. Leur vitesse maxima de 20 nœuds rend cette navigation, souvent gênée par la brume, assez difficile, pour qu'on ait jugé à propos de les munir d'un projecteur de 40^m, établi à 10^m au-dessus de la flottaison; il est placé sur rails sur une passerelle, et peut être transporté d'un bord à l'autre.

Le projecteur permet de voir à distance les navires dont on n'aperçoit pas distinctement les feux; il signale aux autres navires le voisinage du paquebot postal; enfin il est d'un grand secours pour les manœuvres de rade, et les accostages, toujours difficiles pour des paquebots de 102^m,97 de long et 10^m,60 de large. Il sert également à faire de la télégraphie de nuit; le faisceau lumineux se voit toujours à 7 ou 8 milles, sauf le cas de brouillard très opaque.

M. le PRÉSIDENT regrette que l'absence de M. Dibos ne lui permette pas de le remercier de la sollicitude avec laquelle il s'occupe d'une question si intéressante pour la sécurité de toutes les personnes qui voyagent sur mer. Il pense comme M. Dibos que le projecteur sert plus à signaler la présence du navire qui le porte, qu'à lui permettre de découvrir les autres.

M. BASSETTI donne lecture de son Mémoire.

Quelques remarques sur les courbes différentielles et intégrales.

Étude de ces courbes en coordonnées polaires,

Par M. BASSETTI,

Ingénieur civil des Constructions navales.

Les courbes différentielles et intégrales, d'un usage si précieux pour l'art de l'ingénieur, sont connues et étudiées depuis longtemps en coordonnées rectangulaires; elles peuvent

être tracées également dans d'autres systèmes, et, en particulier, en coordonnées polaires.

Ce dernier système, peu ou point usité dans la pratique, a cependant, dans certains cas, un avantage marqué sur le système rectangulaire, en particulier dans les mouvements de rotation autour d'axes fixes.

Une courbe en coordonnées polaires ayant pour équation

$$r = f(\theta),$$

la courbe intégrale aura pour coordonnées R et θ , avec la relation

$$R = \frac{1}{K_1} \int_{\theta_0}^{\theta} r d\theta.$$

Dans quelques cas simples, cette courbe intégrale pourra se tracer directement à l'aide de considérations mathématiques; mais, en général, son tracé reposera sur une méthode de quadrature approchée.

La méthode indiquée dans le texte, quoique paraissant un peu compliquée à première vue, a cependant le grand avantage d'être strictement graphique. Ne nécessitant ni mesure, ni calcul, son exécution est très rapide et très exacte. Un exemple numérique donne le degré d'approximation de cette construction.

La même méthode permet de tracer la courbe aréolaire, la courbe du moment polaire et la courbe du moment d'inertie polaire d'une aire limitée par une courbe tracée en coordonnées polaires.

Une relation connue, relativement à l'angle que fait, avec le rayon vecteur, la tangente à une courbe en coordonnées polaires, fournit une construction graphique simple, pour tracer la courbe différentielle de la courbe proposée.

Enfin, une construction analogue donne directement la courbe différentielle inverse d'une courbe tracée en coordonnées polaires. Ce dernier tracé trouve une application importante dans l'étude des vitesses angulaires des systèmes articulés.

L'évaluation du travail absorbé par le frottement dans un excentrique est donnée à titre d'exemple, ainsi que le calcul du volant d'une machine à vapeur et la détermination des vitesses angulaires dans un quadrilatère articulé.

M. le PRÉSIDENT dit que cette étude est d'autant plus intéressante qu'elle permet d'effectuer facilement des calculs que les intégromètres ne permettent pas de faire, la plupart de ces instruments étant combinés en vue des coordonnées rectangulaires. Il demande à M. Bassetti quelles sont les applications qui l'ont conduit à cette étude théorique.

M. BASSETTI répond qu'il a eu à faire des études sur les forces d'inertie, qui, par les méthodes usuelles, entraînent de longs calculs, dans lesquels on fait facilement des erreurs de calage.

Note sur le moteur à vapeur

de M. le Comte DE CHARDONNET.

L'auteur donne la description schématique d'un moteur extraléger de son invention, dont le piston a un mouvement alternatif de rotation, et dont les distributeurs sont rotatifs.

arbres extrêmes par un joint à la cardan, ce qui lui permet de placer le moteur horizontalement, et d'assurer le graissage.

L'auteur signale encore quelques dispositions avantageuses de détail : suppression du presse-étoupe, et son remplacement par un graisseur à graisse consistante, paliers à billes, et propose que des essais soient faits pour constater l'avantage qui résulterait pour un grand navire de l'installation de paliers de butée à billes.

Après un échange d'observations sur les joints à la cardan, et leur utilité pour parer aux déformations des coques, si grandes sur les navires en bois, la séance, l'ordre du jour étant épuisé, est levée à 4^h.



QUELQUES REMARQUES
SUR LES
COURBES DIFFÉRENTIELLES ET INTÉGRALES.

ÉTUDE DE CES COURBES EN COORDONNÉES POLAIRES,

PAR M. ALEX. BASSETTI,
Ingénieur civil des Constructions navales.

La position d'un point dans un plan étant définie d'une façon absolue par deux paramètres, les solutions réelles d'une relation

$$u = f(v)$$

donnent, en général, une suite continue de points dans un plan, c'est-à-dire une courbe plane.

La forme de cette courbe dépend :

- 1° De la fonction f ;
- 2° Du système de coordonnées adopté.

Par exemple, la relation

$$u = av$$

où a est une certaine constante, représente une droite passant par l'origine, en coordonnées rectangulaires; une spirale d'Archimède, en coordonnées polaires; une circonférence, en coordonnées bi-polaires, etc.

Si les divers états d'un phénomène observé sont définis, d'une façon absolue, par deux variables, on peut, en faisant le choix d'un système de coordonnées, représenter par une courbe les variations d'états du phénomène.

Pour tracer cette courbe, on prendra des valeurs équidistantes de l'une des coordonnées, et, à l'aide des valeurs conjuguées de l'autre, on obtiendra une suite de points, par où on fera passer une courbe.

La forme de la fonction, représentée par cette courbe, sera d'ailleurs indépendante du système de coordonnées adopté.

Définitions. — Soient donc u et v les coordonnées d'une courbe C , et

$$u = f(v)$$

l'équation de cette courbe; nous désignerons par *courbe intégrale* de la courbe C , une courbe C_1 dont les coordonnées sont U et v , avec la relation

$$U = \frac{1}{K} \int_{v_0}^v f(v) dv = \frac{1}{K} \int_{v_0}^v u dv,$$

où K est une constante arbitraire; l'inverse de cette constante est l'échelle à laquelle est tracée la *courbe intégrale*.

Réciproquement, la courbe C sera la *courbe différentielle* de la courbe C_1 .

Ces définitions sont absolument indépendantes du système de coordonnées adopté.

Remarques. — Cependant, il y a lieu de faire une remarque.

En général, comme on ne considère les courbes intégrales qu'en coordonnées rectangulaires, on définit la courbe intégrale d'une courbe donnée : la courbe dont, en chaque point, l'ordonnée est égale à l'aire de la proposée.

Cette définition, exacte en coordonnées cartésiennes, n'est plus vraie dans un autre système; il faut donc bien se garder de la généraliser.

Pratiquement, les courbes intégrales et différentielles sont d'un usage précieux, lorsque des constructions graphiques simples permettent de les tracer.

En Mécanique, en particulier, elles servent souvent à passer des espaces aux vitesses, et des vitesses aux accélérations, ou *vice versa*.

Le choix du système de coordonnées est facultatif, mais, suivant la question considérée, il y a généralement un des systèmes qui s'impose par sa simplicité, de préférence aux autres.

Les courbes intégrales et différentielles, en coordonnées rectangulaires, ont été probablement inventées par l'ingénieur de la Marine Rossin, il y a plus d'un demi-siècle; M. Clauzel, Directeur du Génie maritime, en a ensuite repris l'étude avec la compétence qui lui appartient.

Aujourd'hui, elles sont universellement connues.

Nous étudierons le cas des *coordonnées polaires*.

Coordonnées polaires.

Définitions. — La position d'un point dans un plan étant définie par la longueur r d'une demi-droite, et par l'angle θ qu'elle fait avec un axe fixe,

l'équation d'une courbe C sera

$$(1) \quad r = f(\theta),$$

Les coordonnées de la courbe intégrale C_1 seront R et θ , avec la relation

$$(2) \quad R = \frac{1}{K_1} \int_{\theta_0}^{\theta} f(\theta) d\theta = \frac{1}{K_1} \int_{\theta_0}^{\theta} r d\theta.$$

Et les coordonnées de la courbe différentielle C' de la courbe C seront r' et θ , avec la relation

$$(3) \quad r' = \frac{1}{K_2} f'(\theta) = \frac{1}{K_2} \frac{dr}{d\theta}.$$

Courbes intégrales. — Dans quelques cas simples, on peut déterminer directement la courbe intégrale.

Pour simplifier, dans ce qui va suivre, nous prendrons

$$K_1 = 1 \quad \text{et} \quad \theta_0 = 0.$$

La courbe intégrale sera donc

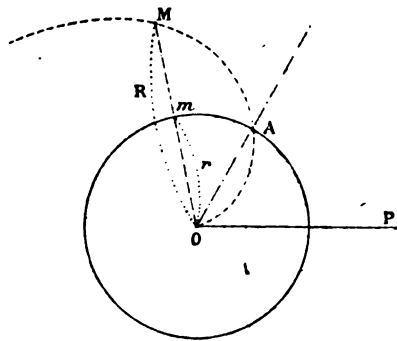
$$R = \int_0^{\theta} r d\theta.$$

Détermination des courbes intégrales dans quelques cas simples. — Une circonférence de rayon a , ayant le pôle pour centre (fig. 1), a pour équation

$$\begin{aligned} r &= a, \\ \text{d'où} \quad R &= a\theta. \end{aligned}$$

La courbe intégrale est donc une spirale d'Archimède, qui part de l'origine

Fig. 1.



tangentiellement à l'axe polaire, et coupe la circonférence en un point A, déterminé par la condition que l'angle $\widehat{AOP} = 57^{\circ}17'44'',81$.

Une circonférence C de rayon a , passant par le pôle, et ayant l'axe polaire

pour diamètre (fig. 2), a pour équation

$$r = 2a \cos \theta.$$

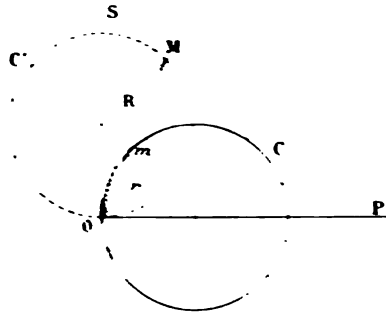
L'équation de la courbe intégrale sera :

$$R = 2a \sin \theta.$$

C'est une circonférence C' de rayon a , passant par le pôle, et tangente à l'axe polaire.

Il y a lieu de remarquer que le rayon vecteur de la circonférence C est po-

Fig. 2.



sitif lorsque θ varie de 0° à 90° , et ensuite négatif lorsque θ passe de 90° à 180° ; cela explique pourquoi le rayon vecteur de la courbe intégrale C' , après avoir augmenté quand θ passe de 0° à 90° , diminue ensuite quand θ varie de 90° à 180° .

Une circonférence C , de rayon a , passant par le pôle, et tangente à l'axe polaire (fig. 3) a pour équation :

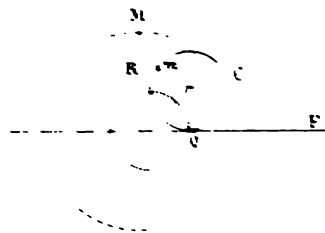
$$r = 2a \sin \theta.$$

L'équation de la courbe intégrale sera :

$$R = 2a (1 - \cos \theta).$$

C'est une épicycloïde, engendrée par une circonférence mobile roulant sur

Fig. 3.



une circonférence fixe passant par le pôle, et ayant l'axe polaire comme diamètre.

Ces deux circonférences sont égales à la circonférence C; en outre, l'épicycloïde présente un point de rebroussement du premier genre au pôle, l'axe polaire étant la tangente en ce point.

On voit que le point *m* décrit deux fois la circonférence C, lorsque l'angle varie de 0° à 360°; en réalité la courbe se compose de deux circonférences égales, l'une positive de 0° à 180°, et l'autre négative de 180° à 360°, qui, par conséquent, se superposent.

Il en résulte que la courbe intégrale a pour axe de symétrie l'axe polaire.

Cas d'une courbe quelconque. — Pour une courbe quelconque, on peut tracer la courbe intégrale à l'aide de l'intégromètre de M. Bonnet; mais en général, la méthode approchée suivante est bien suffisante. Soit :

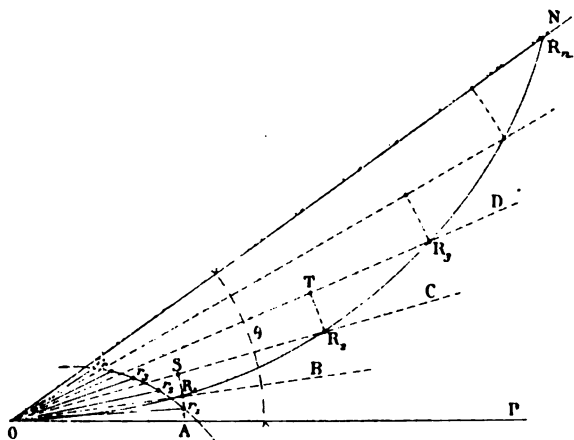
$$KR = \int_0^{\theta} r d\theta$$

l'équation de la courbe intégrale.

Divisons l'angle θ final (fig. 4) en *n* parties égales par les demi-droites OB, OC, OD, etc.

Puis menons les bissectrices Or₁, Or₂, Or₃, ..., Or_n à chacun des angles

Fig. 4.



$\widehat{AOB}$, $\widehat{BOC}$, etc.; la valeur approchée de l'intégrale sera

$$KR = \text{arc} \left(\frac{\theta}{n} \right) (r_1 + r_2 + r_3 + \dots + r_n).$$

On remplace ainsi la somme d'une infinité d'arcs de cercle infiniment petits par une somme d'arcs de cercle de grandeurs finies.

Pour tracer la courbe intégrale, prenons

$$K = \text{arc} \left(\frac{\theta}{n} \right).$$

Il viendra

$$R_1 = r_1.$$

Portant la longueur r_1 sur OB, on a un premier point de la courbe intégrale, qui part du pôle, tangente à l'axe polaire. On a ensuite

$$R_2 = r_1 + r_2 = R_1 + r_2.$$

Cette longueur, portée sur OC, donne un second point de la courbe intégrale. Et de même

$$\begin{aligned} R_3 &= r_1 + r_2 + r_3 = R_2 + r_3, \\ R_4 &= r_1 + r_2 + r_3 + r_4 = R_3 + r_4, \\ &\dots\dots\dots \\ R_n &= r_1 + r_2 + r_3 + \dots + r_n = R_{n-1} + r_n. \end{aligned}$$

Ces diverses longueurs sont respectivement portées sur OC, OD, ..., ON.

Cette méthode approchée de quadrature a l'avantage, sur d'autres d'apparence plus simple, d'être exclusivement graphique; son exécution ne nécessite que l'emploi de la règle et du compas.

L'angle final étant divisé en $2n$ parties égales, on commence par tracer un arc de cercle ayant l'origine O pour centre, et un rayon égal à Or_1 ; cet arc de cercle coupe OB en un point R_1 , qui est un premier point de la courbe intégrale, et OC en un point S.

Ensuite, prenant une ouverture de compas égale à Or_2 , on porte cette longueur sur OC, à partir du point S; on obtient ainsi un second point R_2 de la courbe intégrale; puis avec O comme centre, on trace un arc de cercle de rayon OR_2 qui coupe OD en un point T.

A partir de T, on porte sur OD la longueur Or_3 ; on a un troisième point R_3 de la courbe intégrale; et l'on continue ainsi de proche en proche.

Ces constructions ne nécessitant aucune mesure au décimètre, ni aucun calcul, se font avec la plus grande rapidité.

Il n'en serait plus de même si l'on employait une autre méthode, par exemple si l'on substituait aux bissectrices $Or_1, Or_2, Or_3, \dots$ la moyenne arithmétique des rayons OA et OB, OB et OC, OC et OD, ...; il faudrait alors mesurer avec un décimètre les longueurs des rayons OA et OB, et en faire la moyenne; ce serait là une opération relativement longue, et qui, en outre, introduirait presque toujours une erreur dans l'épure; car, le plus souvent, les longueurs OA, OB, ..., n'auraient pas pour mesure un nombre entier de millimètres, et, en arrondissant les chiffres, on commettrait sciemment une petite erreur.

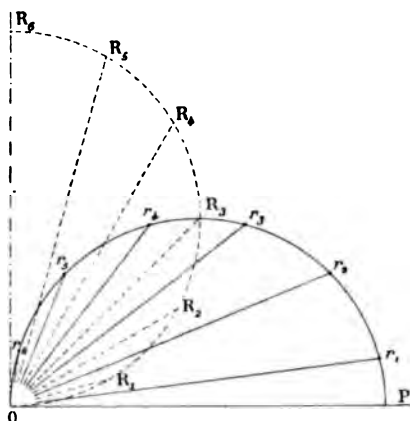
Degré d'approximation de la formule. — Pratiquement il n'est pas nécessaire de prendre un très grand nombre de divisions pour avoir une bonne approximation; on s'en rendra compte par les résultats numériques suivants :

Soit une hélicoconferonce de 100^{mm} de rayon (fig. 54) passant par le pôle, et ayant l'axe polaire pour diamètre; on sait que sa courbe intégrale est

une demi-circonférence égale, passant par le pôle, et ayant pour diamètre une perpendiculaire à l'axe polaire.

Les Tableaux ci-dessous donnent les valeurs exactes des rayons vecteurs

Fig. 5.



de la courbe proposée et de sa courbe intégrale, ainsi que les valeurs fournies par la formule approchée.

1° Avec deux divisions on a

$$\frac{\theta}{n} = 45^\circ, \quad \text{arc} \left(\frac{\theta}{n} \right) = 0,7854.$$

Rayons vecteurs de la courbe donnée.	Rayons vecteurs de la courbe intégrale.		
	Valeurs exactes.	Valeurs par la formule.	Erreur relative moyenne.
$r_1 \dots \dots 184,8$	$R_1 \dots \dots 141,4$	$R_1 \dots \dots 145,1$	} 2,61 pour 100
$r_2 \dots \dots 76,5$	$R_2 \dots \dots 200$	$R_2 \dots \dots 205,2$	

2° Avec six divisions on a

$$\frac{\theta}{n} = 15^\circ, \quad \text{arc} \left(\frac{\theta}{n} \right) = 0,2618.$$

Rayons vecteurs de la courbe donnée.	Rayons vecteurs de la courbe intégrale.		
	Valeurs exactes.	Valeurs par la formule.	Erreur relative moyenne.
$r_1 \dots \dots 198,3$	$R_1 \dots \dots 51,8$	$R_1 \dots \dots 51,9$	} 0,27 pour 100
$r_2 \dots \dots 184,8$	$R_2 \dots \dots 100$	$R_2 \dots \dots 100,3$	
$r_3 \dots \dots 158,7$	$R_3 \dots \dots 141,4$	$R_3 \dots \dots 141,8$	
$r_4 \dots \dots 121,7$	$R_4 \dots \dots 173,2$	$R_4 \dots \dots 173,7$	
$r_5 \dots \dots 76,5$	$R_5 \dots \dots 193,2$	$R_5 \dots \dots 193,7$	
$r_6 \dots \dots 26,1$	$R_6 \dots \dots 200$	$R_6 \dots \dots 200,5$	

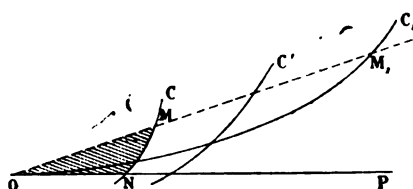
On voit que l'approximation croît très rapidement avec le nombre des divisions.

A titre de renseignement, le Tableau suivant donne les longueurs des arcs de cercles, pour un rayon égal à l'unité :

Angles.	Longueurs des arcs.
10°	0,174532
12°	0,209439
15°	0,261799
18°	0,314159
20°	0,349065
24°	0,418879
30°	0,523598
36°	0,628318
40°	0,698131
45°	0,785398
50°	0,872664
60°	1,047197
72°	1,256637
90°	1,570796

Courbe aréolaire. — Soit une courbe C (fig. 6); on peut se proposer de tracer une courbe C₁, dont un rayon vecteur quelconque OM₁ soit égal, ou

Fig. 6.



proportionnel, à l'aire du triangle mixtiligne ONM compris entre l'axe polaire, la courbe C₁ et le rayon vecteur OM, qui coïncide avec OM₁.

La courbe C₁ sera la *courbe aréolaire* de la courbe C.

On sait que l'aire du triangle mixtiligne ONM a pour expression

$$\text{aire}(\text{ONM}) = \frac{1}{2} \int_0^{\theta} r^2 d\theta.$$

Si l'on pose

$$\overline{\text{OM}}_1 = R_1,$$

on aura

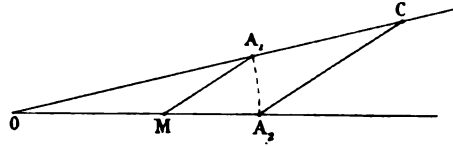
$$R_1 = K \int_0^{\theta} r^2 d\theta.$$

Pour tracer la courbe C₁, on commencera par construire la courbe C', dont les rayons vecteurs sont les carrés des rayons vecteurs, correspondants de la

courbe C; il suffira ensuite de tracer la courbe intégrale de la courbe C', pour avoir la courbe C₁. On peut construire très simplement la courbe C'.

Sur deux droites faisant un angle quelconque, portons, à partir du sommet (*fig. 7*), deux longueurs égales OA₁ et OA₂, puis une longueur arbi-

Fig. 7.



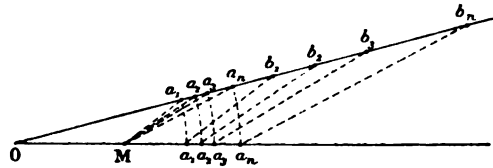
traire OM; joignons MA₁ et par A₂ menons une parallèle A₂C à MA₁; dans les triangles semblables OMA₁ et OA₂C, on a

$$\frac{OM}{OA_1} = \frac{OA_2}{OC}.$$

Soit

$$OC = \frac{1}{OM} \overline{OA_1^2}.$$

Fig. 8.



Donc, si l'on prend (*fig. 8*)

$$Oa_1 = r_1,$$

$$Oa_2 = r_2,$$

$$Oa_3 = r_3,$$

$$\dots\dots\dots,$$

$$\dots\dots\dots,$$

$$Oa_n = r_n,$$

et

$$OM = k,$$

k étant une certaine constante convenablement choisie; on aura

$$Ob_1 = \frac{1}{k} r_1^2 = r'_1,$$

$$Ob_2 = \frac{1}{k} r_2^2 = r'_2,$$

$$\dots\dots\dots,$$

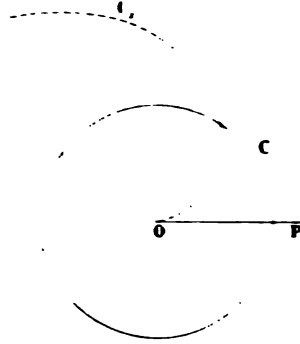
$$\dots\dots\dots,$$

$$Ob_n = \frac{1}{k} r_n^2 = r'_n.$$

Ce sont les rayons vecteurs de la courbe C', tracée à l'échelle $\frac{1}{k}$.

Remarque. — Pour une circonférence de rayon égal à 1, ayant le pôle pour

Fig. 9.



centre (Fig. 9), la courbe intégrale est en même temps la courbe aréolaire.

En effet, on a

$$r = 1, \quad r^2 = 1.$$

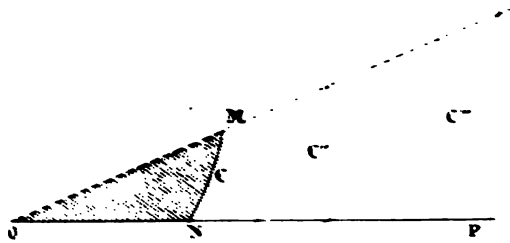
d'où

$$R_1 = \int_0^1 1 \cdot d\theta = \frac{1}{2} \int_0^1 1 \cdot d\theta = \frac{1}{2}.$$

C'est une spirale d'Archimède.

Courbes des moments. — Dans ce même ordre d'idées, le moment polaire

Fig. 10.



du triangle mixtiligne ONM (Fig. 10) a pour expression

$$M = \frac{1}{2} \int_0^1 r^2 d\theta.$$

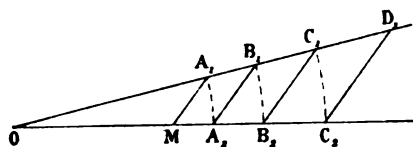
Et le moment d'inertie

$$I = \frac{1}{4} \int_0^1 r^4 d\theta.$$

Il suffira de construire les courbes C' et C'', dont les rayons vecteurs sont respectivement égaux aux cubes et aux quatrièmes puissances des rayons

vecteurs correspondants de la courbe C, et de tracer les courbes intégrales de ces courbes, pour avoir les courbes des moments et des moments d'inertie.

Fig. 11.



Les courbes C' et C'' peuvent se tracer graphiquement, sans l'aide d'aucun calcul.

On sait que si l'on porte sur deux droites, faisant un angle quelconque (fig. 11), une longueur

$$OM = k,$$

k étant une certaine constante convenablement choisie (généralement 1, 10, ou une puissance de 10); et

$$OA_1 = OA_2 = r,$$

et que si l'on mène A_2B_1 , B_2C_1 , C_2D_1 , etc., parallèles à MA_1 , on a

$$OB_1 = OB_2 = \frac{r^2}{k},$$

$$OC_1 = OC_2 = \frac{r^3}{k^2},$$

$$OD_1 = OD_2 = \frac{r^4}{k^3},$$

.....

Cette construction permet de tracer facilement les courbes C' et C'' ; elle semble préférable à l'emploi des Tables donnant les troisièmes et quatrièmes puissances des nombres, au double point de vue de la rapidité et de l'exactitude.

Pour une personne exercée aux travaux graphiques, la construction de parallèles à l'aide de deux équerres ne présente aucune difficulté, et se fait instantanément, tandis que la mesure d'une longueur avec un décimètre et la recherche de la troisième ou de la quatrième puissance de cette longueur dans une Table demandent toujours un certain temps.

En outre, si l'on fait une légère erreur dans la mesure de la longueur, cette erreur est triplée ou quadruplée dans le cube ou dans la quatrième puissance.

THÉOREME. — Si l'on désigne par V l'angle de la tangente à une courbe en un point avec le rayon vecteur correspondant (fig. 12), le rayon vecteur de la courbe différentielle sera proportionnel au rayon vecteur de la courbe initiale, et inversement proportionnel à la tangente de l'angle V .

Par le point A, on mène une parallèle AS à la tangente MT; le point m où AS coupe OM est un point de la courbe différentielle.

En effet, par construction, l'angle $\widehat{OAS}$ est égal au complément de l'angle V; donc

$$Om = OA \tan(90^\circ - V) = \frac{1}{K_2} OM \tan(90^\circ - V) = \frac{r}{K_2} \tan(90^\circ - V).$$

En répétant cette construction un certain nombre de fois, on aura une suite de points de la courbe différentielle.

Il y a lieu de remarquer que la construction de la courbe différentielle, étant basée sur un tracé de tangentes, n'est jamais aussi exacte que la construction de la courbe intégrale, qui peut se faire très exactement.

Construction de la courbe différentielle inverse. — Si l'on pose

$$\rho = \frac{1}{r},$$

on aura

$$\rho = K_2 \frac{d\theta}{dr}.$$

Or, on a vu que

$$\frac{d\theta}{dr} = \frac{1}{r} \tan V.$$

On aura donc

$$\rho = \frac{K_2}{r} \tan V.$$

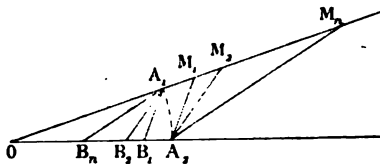
La courbe tracée avec les diverses valeurs de ρ comme rayons vecteurs sera la *courbe différentielle inverse* de la courbe C.

Cette courbe peut s'obtenir directement de la façon suivante :

On commence par calculer graphiquement les inverses des rayons vecteurs de la courbe donnée pour un certain nombre de points.

Sur deux droites faisant un angle quelconque (*fig. 14*), on porte, à partir du sommet, en OA_1 et OA_2 , une longueur arbitraire K_2 convenablement

Fig. 14.



choisie (généralement 1, 10, ou une puissance de 10), puis, sur l'une de ces droites on porte les longueurs $OM_1, OM_2, \dots, OM_n$, égales aux rayons vecteurs $r_1, r_2, \dots, r_n$; on joint $M_1, M_2, \dots, M_n$ à A_2 , puis, par A_1 , on mène les parallèles $A_1B_1, A_1B_2, \dots, A_1B_n$ à ces droites.

On a, par la similitude des triangles,

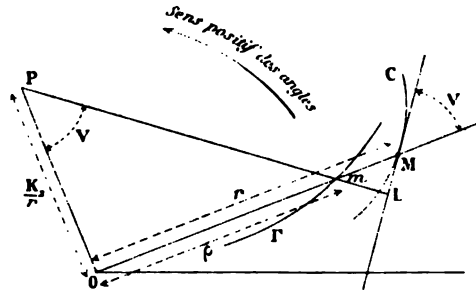
$$\begin{aligned}\overline{OB}_1 &= \frac{K_2}{r_1}, \\ \overline{OB}_2 &= \frac{K_2}{r_2}, \\ &\dots\dots\dots \\ \overline{OB}_n &= \frac{K_2}{r_n}.\end{aligned}$$

On a donc ainsi les inverses des rayons vecteurs à l'échelle K_2 , qui sera la *constante d'inversion*.

Pour construire $\frac{K_2}{r} \tan V$, on porte la longueur $\frac{K_2}{r}$ en OP (*fig. 15*) sur une perpendiculaire élevée du pôle sur le rayon vecteur OM, et en avance de 90° sur ce rayon.

Ensuite, on mène la tangente en M à la courbe proposée C, et, du point P, on abaisse une perpendiculaire PL sur cette tangente; cette droite coupe le

Fig. 15.



rayon vecteur en un point m , la longueur $\overline{Om}$ est le rayon vecteur ρ de la courbe différentielle inverse.

En effet, les deux triangles rectangles POm et MLm , ayant deux angles opposés au sommet, sont semblables, et l'on a

$$\widehat{OPm} = \widehat{LMm} = V,$$

d'où

$$\overline{Om} = \overline{OP} \tan V = \frac{K_2}{r} \tan V.$$

Cette construction trouve une application importante dans l'évaluation des vitesses angulaires des systèmes articulés, comme on le verra par la suite.

Exemples d'applications.

Remarques. — Toutes les fois qu'on étudie un mouvement de rotation autour d'un axe fixe, on trouve de sérieux avantages à employer les coordonnées polaires, de préférence aux coordonnées rectangulaires.

On lit plus facilement sur les courbes les résultats obtenus, et par cela même que la compréhension des graphiques est plus aisée, on est moins sujet à faire des erreurs, principalement dans les questions de calage, dont on se rend difficilement compte en coordonnées cartésiennes. En outre, les épures en coordonnées polaires seront exécutées, en général, plus rapidement qu'en coordonnées rectangulaires.

Les exemples suivants feront ressortir ces avantages.

Travail absorbé par le frottement dans un excentrique. — Le frottement développé par la rotation d'un chariot d'excentrique dans sa bague produit un travail résistant, dont il peut être nécessaire de tenir compte.

Si l'on désigne par T la tension ou la pression variable exercée par la barre d'excentrique normalement au chariot, le frottement de la bague contre la circonférence de l'excentrique sera fT , f étant le coefficient de frottement.

Le travail élémentaire de ce frottement est

$$d\mathfrak{E} = fT ds = fTa d\theta,$$

en désignant par a le rayon intérieur de la bague.

Et le travail total, en un tour, sera

$$\mathfrak{E} = fa \int_0^{2\pi} T d\theta.$$

Comme la force T n'est pas connue analytiquement en fonction de θ , il faudra avoir recours à une intégration graphique pour évaluer ce travail.

Si l'on prend comme pôle le centre du chariot de l'excentrique, et comme rayon vecteur T , il suffira de calculer un certain nombre de valeurs de T pour tracer une courbe C , qui donne les valeurs de T en fonction des angles θ .

La courbe intégrale de la courbe C est la courbe du travail absorbé par le frottement de l'excentrique, tracée à l'échelle $\frac{1}{fa}$.

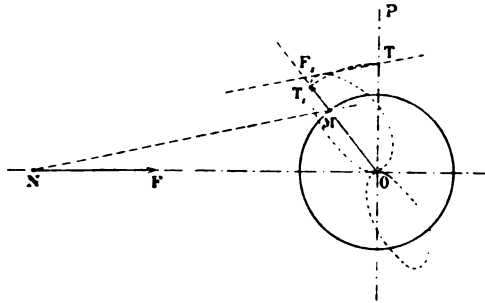
On voit que, plus le rayon a du chariot est grand, plus le travail absorbé par le frottement est considérable.

Variation de la vitesse angulaire dans une machine à vapeur. Détermination du volant. — On peut tracer d'abord la courbe des moments moteurs

en coordonnées polaires; pour cela, la méthode suivante indiquée par **MM.** Low et Bevis, dans leur *Manual of machine drawing and design*, est remarquable par sa simplicité.

Soit NF (*fig. 16*) un segment représentant, à une certaine échelle k , l'effort total F suivant la tige du piston (pression de la vapeur, forces d'inertie calculées pour la vitesse moyenne, poids des pièces en mouvement); on porte, suivant la manivelle OM , une longueur $OF_1 = NF$.

Fig. 16.



Puis, par F_1 , on mène la parallèle F_1T à la bielle NM ; cette parallèle coupe OP (perpendiculaire à l'axe du cylindre) en un point T .

Le segment OT donne à l'échelle k l'effort tangentiel.

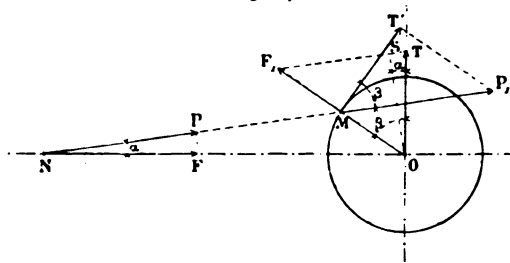
A l'aide d'un arc de cercle de centre O , on porte cet effort, en OT_1 , sur la manivelle.

On répète cette construction pour divers angles, et l'on fait passer une courbe par tous les points T_1 ainsi déterminés.

Cette courbe est la courbe des moments moteurs à l'échelle $\frac{k}{a}$, si a est le rayon de la manivelle.

On peut démontrer de la façon suivante la légitimité de cette construction.

Fig. 17.



Soient NP (*fig. 17*) la composante de F suivant la bielle, et $MP_1 = NP$; si MT' est l'effort tangentiel, on voit, sur la figure, qu'on a

$$MT' = MP_1 \cos \beta = NP \cos \beta = F \frac{\cos \beta}{\cos \alpha}.$$

Or, si de O on abaisse la perpendiculaire OS sur F₁T, parallèle par construction à la bielle MN, OS partage l'angle $\widehat{F_1OT}$ en deux angles respectivement égaux à α et à β .

Donc, si l'on porte sur OM le segment OF₁ = F, on a

$$OS = OF_1 \cos \beta = F \cos \beta,$$

et

$$OT = \frac{OS}{\cos \alpha}.$$

d'où

$$OT = F \frac{\cos \beta}{\cos \alpha}.$$

C. Q. F. D.

Si la machine a plusieurs manivelles, on répète la construction précédente pour chaque manivelle, en ayant soin de décaler convenablement les courbes.

Ensuite, on totalise ces résultats, en traçant une courbe ayant pour rayon vecteur, en une position angulaire quelconque, la somme algébrique des rayons vecteurs correspondants des courbes des moments.

On aura ainsi la courbe totale des moments moteurs à l'échelle $\frac{k}{a}$.

Si les moments résistants ne sont fonctions que des positions angulaires, on peut tracer de même la courbe totale des moments résistants, en prenant la même échelle $\frac{k}{a}$. Cela étant fait, on construit la courbe résultante des deux courbes des moments moteurs et des moments résistants.

Si l'on désigne par I le moment d'inertie de toutes les pièces qui participent au mouvement de rotation, l'équation de cette courbe résultante sera

$$(1) \quad r = \frac{k}{a} I \frac{d^2 \theta}{dt^2},$$

soit encore (ω étant la vitesse angulaire)

$$r = \frac{kI}{a} \frac{d\omega}{d\theta} \frac{d\theta}{dt} = \frac{kI}{a} \omega \frac{d\omega}{d\theta},$$

soit, en multipliant les deux membres de cette équation par $d\theta$,

$$r d\theta = \frac{kI}{a} \omega d\omega,$$

d'où il résulte que

$$\int_{\theta_0}^{\theta} r d\theta = \frac{kI}{a} \int_{\omega_0}^{\omega} \omega d\omega,$$

soit

$$\int_{\theta_0}^{\theta} r d\theta = \frac{kI}{2a} (\omega^2 - \omega_0^2).$$

Or la courbe intégrale de la courbe (1) a pour équation

$$R = \int_{\theta_0}^{\theta} r d\theta.$$

On a donc

$$R = \frac{k l}{2 a} (\omega^2 - \omega_0^2),$$

soit

$$\omega^2 - \omega_0^2 = \frac{2 a}{k l} R. \quad (2)$$

Il suffit donc de tracer la courbe intégrale de la courbe résultante des moments moteurs et résistants pour avoir la variation de la vitesse angulaire.

Mais l'équation (2) peut se mettre sous la forme

$$I = \frac{2 a}{k (\omega^2 - \omega_0^2)} R. \quad (3)$$

Or, si l'on se fixe une certaine valeur pour la variation de la vitesse angulaire, et si l'on prend le R maximum de la courbe intégrale tracée pour un tour complet (le régime périodique étant supposé établi), l'équation (3) donne la valeur de I, c'est-à-dire la masse à donner au volant.

En résumé, pour déterminer le volant d'une machine, il suffira de tracer les courbes des moments moteurs et résistants, la courbe résultante et la courbe intégrale de cette dernière courbe.

Si les moments résistants étaient fonctions à la fois de la position et de la vitesse angulaire, il y aurait lieu d'agir par approximations successives.

Si l'on trace la courbe intégrale par la méthode approchée indiquée plus haut, on a

$$\operatorname{arc} \left(\frac{h}{n} \right) R = \int_{h_1}^{h_2} r d\theta.$$

L'équation (2) s'écrit alors

$$\omega^2 - \omega_0^2 = \frac{2 a \cdot \operatorname{arc} \left(\frac{h}{n} \right)}{k \cdot l} R.$$

Il y a lieu de remarquer que les maxima et les minima de la courbe intégrale correspondent aux positions angulaires, pour lesquelles les rayons vecteurs de la courbe résultante des moments moteurs et résistants s'annulent.

Détermination des vitesses angulaires dans les systèmes articulés. — On sait qu'un système articulé plan est un ensemble de plaques ou figures planes assujetties à rester dans un seul et même plan, parmi lesquelles un certain nombre sont reliées entre elles par des pivots normaux au plan commun.

Si, à des intervalles de temps déterminés, on connaît les diverses positions angulaires d'une barre d'un système articulé, on peut porter dans la direction de cette barre, pour chacune de ces positions, à partir du pivot, des longueurs proportionnelles au temps écoulé depuis le commencement du mouvement.

La courbe qui aura ces diverses longueurs comme rayons vecteurs représente une équation de la forme

$$kt = f(\theta),$$

t étant le temps et k une certaine constante.

La courbe différentielle inverse de cette courbe aura pour équation

$$\rho = \frac{1}{k} \frac{d\theta}{dt},$$

soit

$$\rho = \frac{\omega}{k},$$

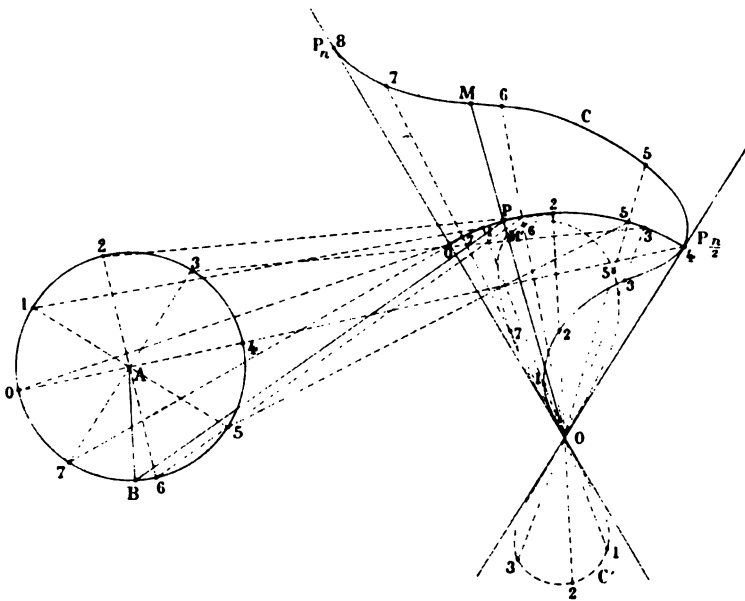
ω étant la vitesse angulaire de la barre considérée.

Cas d'un quadrilatère articulé. — Considérons le cas d'un quadrilatère articulé ABPO (fig. 18), dont le côté AO est fixe; on a alors ce qu'on nomme un *trois-barres*.

Les pivots A et O étant fixes, le mouvement de rotation de la manivelle AB est transmis par la bielle BP à la manivelle OP.

Un tel mécanisme permet la transformation d'un mouvement de rotation

Fig. 18.



continu autour d'un axe, en un mouvement de rotation continu ou alternatif autour d'un axe parallèle, et *vice versa*; ou encore la transformation d'un mouvement de rotation alternatif en un autre mouvement de rotation alternatif.

Il y a lieu de remarquer que, si l'on fait abstraction du parallélogramme, qui est un cas spécial, le rapport des vitesses angulaires des deux manivelles est variable pendant le mouvement.

On peut supposer, par exemple, que le quadrilatère ABPO représente une mise en train Marshall : OP représente l'axe de la bielle de suspension, BP l'axe de la barre d'excentrique et AB la manivelle fictive équivalente à l'excentrique claveté sur l'arbre-manivelles.

Supposons que la manivelle AB tourne d'un mouvement continu uniforme à raison de N tours à la minute, et que

$$OP > AB.$$

OP sera animé d'un mouvement alternatif, dont la vitesse angulaire sera variable.

Pour avoir la variation de cette vitesse, on divisera la circonférence décrite par B en n parties égales, et l'on tracera sur l'épure les n positions correspondantes de OP, qui seront

$$OP_0 \quad O_1 \quad O_2 \quad \dots \quad OP_n.$$

Sur O_1 , on portera une certaine longueur l , sur O_2 le double de cette longueur, sur O_3 le triple, ..., sur OP_n , n fois cette longueur.

Puis on fera passer une courbe par les points 1, 2, ..., P_n . Cette courbe C part de l'origine tangente à OP_0 , est également tangente à $OP_{\frac{n}{2}}$ et enfin à OP_n qui se confond avec OP_0 . C'est la courbe des temps en fonction des angles; en effet, la longueur l représente, à une certaine échelle, le temps τ que la manivelle AB met à parcourir la $n^{\text{ième}}$ partie de la circonférence.

Prenant la seconde comme unité de temps, on a

$$\tau = \frac{60}{n \cdot N}.$$

Une seconde sera donc représentée par une longueur

$$\lambda = \frac{l}{\tau} = \frac{n \cdot N \cdot l}{60},$$

et l'équation de la courbe C sera

$$\frac{n \cdot N \cdot l}{60} t = f(\theta).$$

Ensuite on construira la courbe différentielle inverse de la courbe C, qui donnera les vitesses angulaires de OP à chaque instant.

C'est une courbe C' en forme de 8, ayant son point de croisement au pôle O; en effet, les vitesses angulaires sont comptées positivement dans le sens positif des rotations, et négativement dans le sens inverse.

Si l'on désigne par ρ un rayon vecteur de cette courbe, et par k^2 la constante d'inversion, on aura

$$\rho = \frac{6ok^2}{N.n.l} \omega,$$

d'où

$$\omega = \frac{N.n.l}{6ok^2} \rho.$$

On voit, par ces divers exemples, que, pour les mouvements de rotation, l'emploi des coordonnées polaires est en quelque sorte naturel, et par cela même plus simple que tout autre système.



THÉORIE GÉNÉRALE DES OSCILLATIONS DU NAVIRE

SUR UNE MER HOULEUSE

(Suite et fin) (1);

PAR M. A. KRILOFF,

Professeur à l'Académie Navale de Saint-Petersbourg.

§ 6. Le cas qui se présente le plus souvent en pratique est celui où la largeur du navire est assez petite par rapport à la longueur de la vague, pour que l'on puisse remplacer $\sin \frac{2\pi y}{\lambda_2}$ par $\frac{2\pi y}{\lambda_2}$, en négligeant tous les autres termes de son développement en série à partir de $-\frac{1}{6} \left(\frac{2\pi y}{\lambda_2} \right)^3$, et en prenant dans le développement de $\cos \frac{2\pi x}{\lambda_1}$ les deux premiers termes : $1 - \frac{1}{2} \left(\frac{2\pi x}{\lambda_1} \right)^2$; alors les paramètres des équations du mouvement, donnés par le Tableau (40), auront les valeurs suivantes :

$$(40') \left\{ \begin{array}{ll} a'_0 = 2 \int_{-L}^{+L} y_0 \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx, & b'_0 = 2 \int_{-L}^{+L} y_0 \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx, \\ a'_1 = 2 \int_{-L}^{+L} y_0 x \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx, & b'_1 = 2 \int_{-L}^{+L} y_0 x \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx, \\ A'_0 = 2 \int_{-L}^{+L} \int_0^h y \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz, & B'_0 = 2 \int_{-L}^{+L} \int_0^h y \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz, \\ E'_1 = 2 \int_{-L}^{+L} \int_0^h y z \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz, & F'_1 = 2 \int_{-L}^{+L} \int_0^h y z \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz, \\ g'_1 = -\frac{4\pi}{3\lambda_2} \int_{-L}^{+L} y_0^3 \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx, & h'_1 = -\frac{4\pi}{3\lambda_2} \int_{-L}^{+L} y_0^3 \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx, \\ G'_1 = -\frac{4\pi}{3\lambda_2} \int_{-L}^{+L} \int_0^h y^3 \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz, & H'_1 = -\frac{4\pi}{3\lambda_2} \int_{-L}^{+L} \int_0^h y^3 \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz. \end{array} \right.$$

(1) Voir *Bulletin de l'Association technique maritime*, n° 8, p. 19; 1897.

Toutes ces expressions, ainsi que celles dont elles sont tirées (40), sont établies sans tenir compte de la diminution progressive avec l'immersion des rayons des cercles générateurs des surfaces de niveau de la vague. Si l'on voulait tenir compte de la vraie structure de la vague trochoïdale, on devrait introduire sous le signe des doubles intégrales, c'est-à-dire dans les expressions des paramètres $A'_0, B'_0, E'_1, F'_1, H'$, le facteur $e^{-\frac{2\pi z}{\lambda}}$, et nous montrerons dans l'exemple numérique que c'est bien nécessaire pour le roulis.

§ 7. En faisant dans les formules (40) et (41) $\alpha = 0$, on obtiendra les équations du tangage pur, telles que nous les avons données, dans les Notes citées plus haut, pour la mer venant debout. En posant $\alpha = 180^\circ$, on aurait les équations du tangage pur, la mer venant de l'arrière.

§ 8. C'est le croiseur de la Marine Impériale Russe *Amiral Korniloff* qui nous servira pour l'application numérique des formules ci-dessus. Nous ferons les calculs en détail pour $\alpha = 45^\circ$; pour les autres valeurs de α nous donnerons seulement le résultat final. Ces calculs numériques montreront qu'étant dûment disposés, ils sont loin d'avoir la complication que l'on pourrait supposer d'après les formules générales.

Les dimensions du croiseur sont :

Longueur.....	$2L = 107^m$
Largeur extrême.....	$2B = 14^m, 8$
Tirant d'eau.....	$h = 5^m, 9$
Déplacement.....	$V_0 = 5000^{mc}$

Les éléments de la vague :

Longueur.....	$\lambda = 125^m$
Hauteur.....	$2r = 5^m$
Période.....	$\tau = 9'$

Pour voir si les formules (40') sont applicables pour toutes les valeurs de α , prenons la plus grande valeur du rapport $\frac{2\pi y}{\lambda_2}$. La plus petite valeur de λ_2 est λ , la plus grande valeur de y est $B = 7^m, 4$; donc la valeur extrême de $\frac{2\pi y}{\lambda_2}$ est $\frac{2\pi \cdot 7,4}{125} = 0,37 = 21^\circ$.

On a

$$\sin 21^\circ = 0,358, \quad \arcsin 0,358 = 21^\circ, \quad \cos 21^\circ = 0,934,$$

et

$$1 - \frac{1}{2} (0,358)^2 = 1 - 0,064 = 0,936;$$

ainsi avec une erreur relative inférieure à 2 pour 100, on peut remplacer $\sin \frac{2\pi y}{\lambda_2}$ par $\frac{2\pi y}{\lambda_2}$; quant à la précision de la formule $\cos \frac{2\pi y}{\lambda_2} = 1 - \frac{1}{2} \left(\frac{2\pi y}{\lambda_2} \right)^2$,

elle est voisine de $\frac{2}{10}$ pour 100. Ainsi les formules (40') sont applicables pour toutes les valeurs de α .

On disposera les calculs de la manière suivante, en prenant, pour effectuer les quadratures, la formule de Tchebycheff (voir notre *Mémoire : Nouvelle méthode de calcul des éléments d'une carène, Bulletin de l'Association technique maritime*, n° 4). La règle à calcul à la main, ils n'exigent que quelques quarts d'heure.

CALCUL DES OSCILLATIONS DU CROISEUR *Amiral Korniloff* SUR UNE HOULE RÉGULIÈRE.

1. Quantités auxiliaires :

$$\alpha = 45^\circ, \quad L = 53^m, 5, \quad h = 5^m, 9, \quad \lambda = 125^m, \quad r = 2^m, 5, \quad \lambda_1 = \frac{\lambda}{\cos \alpha} = 176^m, 7$$

$$\lambda_2 = \frac{\lambda}{\sin \alpha} = 176, 7.$$

2. Calcul des arguments : $\frac{2\pi x}{\lambda_1} = 180^\circ \frac{x}{L} \frac{2L}{\lambda_1}$.

NUMÉROS des couples.	$\frac{x}{L}$	$\varphi = 360^\circ \frac{x}{\lambda_1}$	$\cos \frac{2\pi x}{\lambda_1}$	$\sin \frac{2\pi x}{\lambda_1}$
1 et 7	0,884	96,3	-0,110	0,994
2 et 6	0,530	57,8	0,532	0,846
3 et 5	0,324	35,3	0,816	0,578
4	0,000	0,0	1,000	0,000

3. Calcul de $a'_0, b'_0, a'_1, b'_1, S, J_0, K_0, g'_1$ et h'_1 .

Formules :

$$a'_0 = 2 \int_{-L}^{+L} y_0 \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx; \quad b'_0 = 2 \int_{-L}^{+L} y_0 \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx,$$

$$a'_1 = 2 \int_{-L}^{+L} y_0 \cdot x \cdot \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx; \quad b'_1 = 2 \int_{-L}^{+L} y_0 x \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx,$$

$$S = 2 \int_{-L}^{+L} y_0 dx, \quad K_0 = \frac{2}{3} \int_{-L}^{+L} y_0^3 dx, \quad J_0 = \int_{-L}^{+L} y_0 x^2 dx; \quad Sl = \int_{-L}^{+L} y_0 x dx,$$

$$g'_1 = -\frac{4\pi}{3\lambda_2} \int_{-L}^{+L} y_0^3 \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx; \quad h'_1 = -\frac{4\pi}{3\lambda_2} \int_{-L}^{+L} y_0^3 \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx.$$

I.	II.	III.	IV.	V.	VI.	VII.	VIII.	IX.	X.	XI.	XII.	XIII.	XIV.	XV.	XVI.	XVII.	XVIII.	XIX.
NOMBRES des sections.	ABSCISSES en mètres.	ORD. DE LA FLOTT. en mm. p. N du des.	ORD. DE LA FLOTT. en mm. p. N du des.	III. + IV.	III. - IV.	$\Phi = \frac{2}{\lambda_1} \pi x = 200' \frac{x}{\lambda_1}$	V. cos Φ .	V. sin Φ .	VI. cos Φ .	VI. sin Φ .	X. sin Φ .	IX. sin Φ .	$\frac{x}{\lambda_1}$	$\frac{x}{\lambda_1}$	$\frac{x}{\lambda_1}$	XVI. cos Φ .	XVII. sin Φ .	VI. sin Φ .
1.	47,3	30	36	56	-16	96,3	-6,2	55,7	+1,6	-15,8	+76	2640	22,37	1350	8	-1	8	-752
2.	38,4	84	102	184	-30	57,8	-98,0	155,7	-10,6	-16,9	-301	4420	8,07	1485	551	293	466	-568
3.	17,3	102	110	212	-8	35,3	+73,2	122,5	-6,5	-4,6	-112	2120	3,00	636	1061	865	613	-138
4.	0	111	"	111	"	0	+111,0	0	111,0	"	0	0	0	0	1368	1308	0	0
5.	-17,3	110	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	1331	1085	-770	"
6.	-38,4	102	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	1061	565	-896	"
7.	-47,3	36	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	47	-5	-47	"
Sommes.	563						+382,2 -6,2			-373	+76 -413	+9180		3371	5427	4176 -6	+1087 -1713	-1458
							+376			-373	-337	9180		3371	5427	4170	-626	-1458

$$\begin{aligned}
 S &= 563 \times 2,04 = 1,149. & J_0 &= 337,100 \times 2,04 = 675,500. \\
 a'_0 &= 376 \times 2,04 = 767. & K_0 &= \frac{1}{3} 5,427 \times 9,06 = 16,400. \\
 a'_1 &= 337 \times 2,04 = 687. & & & & \\
 S' &= 1,458 \times 2,04 = 2,970; & & & & \\
 & & & & & \frac{3\lambda_2}{2\pi} h'_1 = - \quad 626 \times 9,06 = - 5,670.
 \end{aligned}$$

Le facteur 2,04 par lequel il faut multiplier les sommes, pour avoir les valeurs des intégrales correspondantes, est le produit des facteurs suivants :

$$2 \frac{1}{7} \frac{107}{15} = 2,04;$$

où 107 est la longueur du navire, 7 le nombre des ordonnées et 15 est l'échelle du dessin (15^{mm} pour 1^m), les ordonnées étant relevées en millimètres sur le dessin.

4. Calcul de A₀, B₀, A₁, B₁, V₀.

Formules :

$$\begin{aligned} A'_0 &= 2 \int_{-L}^{+L} \int_0^h y \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz, & B'_0 &= 2 \int_{-L}^{+L} \int_0^h y \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz. \\ A'_1 &= 2 \int_{-L}^{+L} \int_0^h y x \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz, & B'_1 &= 2 \int_{-L}^{+L} \int_0^h y x \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz, \\ V_0 &= 2 \int_{-L}^{+L} \int_0^h y dx dz. \end{aligned}$$

Calcul du déplacement V₀.

NUMÉROS des lignes d'eau.		NUMÉROS DES COUPLES.							Sommes.
		Partie avant.			M. C.	Partie arrière.			
		1.	2.	3.		4.	5.	6.	
I.....	$z_1 = 0,49$	17,3	79,0	102,0	111,0	110,0	101,5	26,0	546,8
II.....	$z_2 = 1,85$	13,0	73,0	99,0	108,5	106,0	95,5	7,0	502,0
III.....	$z_3 = 2,95$	8,5	67,5	94,5	102,5	97,5	82,0	3,5	453,0
IV.....	$z_4 = 4,05$	4,0	48,0	82,0	88,0	79,0	57,0	3,0	361,0
V.....	$z_5 = 5,41$	1,0	12,0	41,0	41,0	28,5	18,0	3,0	144,5
Sommes s		43,8	276,5	418,5	451,0	421,0	354,0	42,5	2007,3

$$V_0 = 2007,3 \times 2 \times \frac{107 \times 5,9}{7 \times 5 \times 15} = 2007,3 \times 2,42 = 4890^{\text{cm}} = 5000^{\text{t}}.$$

THÉORIE GÉNÉRALE

DES

OSCILLATIONS DU NAVIRE

SUR UNE MER HOULEUSE

(Suite et fin) (1);

PAR M. A. KRILOFF,

Professeur à l'Académie Navale de Saint-Petersbourg.

§ 6. Le cas qui se présente le plus souvent en pratique est celui où la largeur du navire est assez petite par rapport à la longueur de la vague, pour que l'on puisse remplacer $\sin \frac{2\pi y}{\lambda_2}$ par $\frac{2\pi y}{\lambda_2}$, en négligeant tous les autres termes de son développement en série à partir de $-\frac{1}{6} \left(\frac{2\pi y}{\lambda_2} \right)^3$, et en prenant dans le développement de $\cos \frac{2\pi x}{\lambda_1}$ les deux premiers termes : $1 - \frac{1}{2} \left(\frac{2\pi x}{\lambda_1} \right)^2$; alors les paramètres des équations du mouvement, donnés par le Tableau (40), auront les valeurs suivantes :

$$\begin{aligned}
 (40') \quad \left\{ \begin{aligned}
 a'_0 &= 2 \int_{-L}^{+L} y_0 \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx, & b'_0 &= 2 \int_{-L}^{+L} y_0 \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx, \\
 a'_1 &= 2 \int_{-L}^{+L} y_0 x \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx, & b'_1 &= 2 \int_{-L}^{+L} y_0 x \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx, \\
 A'_0 &= 2 \int_{-L}^{+L} \int_0^h y \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz, & B'_0 &= 2 \int_{-L}^{+L} \int_0^h y \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz, \\
 E'_1 &= 2 \int_{-L}^{+L} \int_0^h y z \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz, & F'_1 &= 2 \int_{-L}^{+L} \int_0^h y z \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz, \\
 g'_1 &= -\frac{4\pi}{3\lambda_2} \int_{-L}^{+L} y_0^3 \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx, & h'_1 &= -\frac{4\pi}{3\lambda_2} \int_{-L}^{+L} y_0^3 \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx, \\
 G'_1 &= -\frac{4\pi}{3\lambda_2} \int_{-L}^{+L} \int_0^h y^3 \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz, & H'_1 &= -\frac{4\pi}{3\lambda_2} \int_{-L}^{+L} \int_0^h y^3 \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz.
 \end{aligned} \right.
 \end{aligned}$$

(1) Voir *Bulletin de l'Association technique maritime*, n° 8, p. 19; 1897.

N° des couples.....	1.	2.	3.	4.	5.	6.	7.
N° des lignes d'eau.	Cubes des ordonnées $\frac{y^3}{1000}$.						
I.....	5	493	1061	1368	1331	1046	18
II.....	2	389	970	1277	1191	871	0
III.....	1	307	844	1077	927	551	0
IV.....	0	111	551	681	493	185	0
V.....	0	17	69	69	23	6	0
Sommes (s).....	8	1317	3495	4472	3965	2659	18
Sommes σ_1	18	2659	3965	4472			
Différences σ_2	26	4976	7460				
	-10	-1342	-470				
$\sigma_1 \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1}$	-3	2556	6086	4472	$\sum \sigma_1 \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} = 13111.$		
$\sigma_2 \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1}$	-10	-1136	-272	0			
					$\sum \sigma_2 \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} = -1418.$		

$$\frac{\lambda_2}{2\pi} G'_1 = 2 \int_{-L}^{+L} \int_0^h y^3 \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz = \frac{2 \cdot 107.5,9}{7.5.15} \frac{1000}{15.15} \sum \sigma_1 \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} = 140000.$$

$$\frac{\lambda_2}{2\pi} H'_1 = 2 \int_{-L}^{+L} \int_0^h y^3 \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz = 10,69 \sum \sigma_2 \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} = -12700.$$

Le facteur $\frac{1000}{15^3}$ provient de ce que, au lieu des cubes des ordonnées exprimées en millimètres sur le dessin, nous avons pris le $\frac{1}{1000}$ de ces cubes, l'échelle du dessin étant 15^{mm} par mètre; pour réduire les y^3 en mètres, on doit les multiplier par $\frac{1000}{15^3}$.

En faisant les mêmes calculs pour toutes les autres valeurs de l'angle α de point en point, entre 0° et 180°, on obtiendra les valeurs suivantes des paramètres, que nous résumons à la Table ci-après :

Table des valeurs des paramètres (40').

α	a_0	b_0	a'_1	b'_1	g''_1	h''_1	A_0	B_0	A'_1	B'_1	E'_1	F'_1	G''_1	H''_1
0°	475	-75	771	19,950	28,200	-6,700	2,470	-171	-942	72,600	6,210	-239	100,100	-18,010
11½	514	-77	620	20,200	29,000	-6,620	2,560	-185	-1,140	76,500	6,430	-283	108,000	-17,910
22½	556	-77	361	20,050	31,000	-6,520	2,770	-285	-1,570	75,000	6,910	-288	113,500	-17,560
33½	647	-77	45	19,850	34,000	-6,130	3,100	-173	-2,010	72,600	7,690	-264	123,500	-16,600
45	766	-75	687	18,700	37,800	-5,670	3,520	-156	-2,890	66,500	8,600	-234	135,000	-15,150
56½	903	-68	1,446	16,280	42,100	-4,790	4,010	-132	-3,880	56,700	9,670	-197	148,000	-12,700
67½	1,040	-49	-2,310	12,240	46,200	-3,140	4,500	-86	-4,610	38,600	10,800	-124	161,500	-8,450
78½	1,095	-35	-2,650	8,250	47,700	-2,240	4,690	-63	-4,960	27,500	11,170	-92	166,500	-6,040
90	1,150	0	-2,980	0	49,200	0	4,830	0	-5,360	0	11,550	0	170,000	0
101½	1,095	+35	-2,650	-8,250	47,700	+2,240	4,690	+63	-4,960	-27,500	11,170	+92	166,500	-6,970
112½	1,040	+49	-2,310	-12,240	46,200	+3,140	4,500	+86	-4,610	-38,600	10,800	+124	161,500	-8,450
123½	903	+68	-1,446	-16,280	42,100	+4,790	4,010	+132	-3,880	-56,700	9,670	+197	148,000	+12,700
135	766	+75	687	-18,700	37,800	+5,670	3,520	+156	-2,890	-66,500	8,600	+234	135,000	+15,150
146½	647	+77	45	-19,850	34,000	+6,130	3,100	+173	-2,010	-72,600	7,690	+264	123,500	+16,600
157½	556	+77	361	-20,050	31,000	+6,520	2,770	+185	-1,570	-75,000	6,910	+288	113,500	+17,560
168½	514	+77	620	-20,200	29,000	+6,620	2,560	+185	-1,140	-76,500	6,430	+283	108,000	+17,910
180	475	+75	771	-19,950	28,200	+6,700	2,470	+171	-942	-72,600	6,210	+239	100,100	+18,010

Les valeurs des paramètres étant calculées, on en forme les combinaisons suivantes, par lesquelles ils entrent dans les équations du mouvement de rotation du navire, savoir :

$$\begin{aligned}
 N'_1 &= \frac{F'_1 - \frac{\lambda_2}{\lambda} H'_1 + \frac{\lambda_2}{2\pi} h'_1}{V_0(r_0 - a)} = \frac{F'_1 + \frac{2\pi}{3\lambda} H'_1 - \frac{1}{3} h'_1}{V_0(r_0 - a)}, \\
 M'_1 &= \frac{E'_1 - \frac{\lambda_2}{\lambda} G'_1 + \frac{\lambda_2}{2\pi} g'_1}{V_0(r_0 - a)} = \frac{E'_1 + \frac{2\pi}{3\lambda} G'_1 - \frac{1}{3} g'_1}{V_0(r_0 - a)}, \\
 (44) \quad K'_1 \cos \alpha &= \frac{\left(\frac{\lambda_1}{\lambda} A'_1 - F'_1 - \frac{\lambda_1}{2\pi} a'_1 \right) \cos \alpha}{V_0(R_0 - a)} = \frac{A'_1 - F'_1 \cos \alpha - \frac{\lambda}{2\pi} a'_1}{V_0(R_0 - a)}; \\
 L'_1 \sin \alpha &= \frac{\left(\frac{\lambda_1}{\lambda} B'_1 - E'_1 - \frac{\lambda_1}{2\pi} b'_1 \right) \cos \alpha}{V_0(R_0 - a)} = \frac{B'_1 - E'_1 \cos \alpha - \frac{\lambda}{2\pi} b'_1}{V_0(R_0 - a)}, \\
 P'_1 &= (G'_1 \cos \alpha + B'_1 \sin \alpha) \frac{1}{V_0} = \left(-\frac{2\pi}{3\lambda} G''_1 \cos \alpha + B'_1 \right) \frac{\sin \alpha}{V_0}, \\
 Q'_1 &= (H'_1 \cos \alpha + A'_1 \sin \alpha) \frac{1}{V_0} = \left(-\frac{2\pi}{3\lambda} H''_1 \cos \alpha + A'_1 \right) \frac{\sin \alpha}{V_0},
 \end{aligned}$$

et l'on obtiendra la Table suivante :

Table des valeurs des coefficients N'_1 , M'_1 , $K'_1 \cos \alpha$, $L'_1 \sin \alpha$, P'_1 , Q'_1 .

α .	N'_1 .	M'_1 .	$K'_1 \cos \alpha$.	$L'_1 \sin \alpha$.	P'_1 .	Q'_1 .
0°.....	-0,585	-0,320	-0,024	-0,500	0,00	0,000
11 1/2°.....	-0,587	-0,301	-0,010	-0,502	2,84	-0,010
22 1/2°.....	-0,582	-0,311	-0,017	-0,500	5,47	-0,059
33 1/2°.....	-0,545	-0,330	-0,001	-0,497	7,80	-0,151
45°.....	-0,502	-0,376	-0,016	-0,488	8,91	-0,342
56 1/2°.....	-0,420	-0,390	-0,033	-0,412	8,91	-0,600
67 1/2°.....	-0,274	-0,409	-0,063	-0,316	6,67	-0,840
78 1/2°.....	-0,198	-0,436	+0,073	-0,211	5,17	-0,985
90°.....	0,000	-0,438	-0,081	0,000	0,00	-1,073
101 1/2°.....	-0,198	-0,436	-0,073	-0,211	-5,17	-0,985
112 1/2°.....	-0,274	-0,409	+0,063	+0,316	-6,67	-0,840
123 1/2°.....	-0,420	-0,390	-0,038	-0,412	-8,91	-0,600
135°.....	-0,502	-0,376	-0,016	-0,488	-8,91	-0,342
146 1/2°.....	-0,545	-0,330	-0,001	-0,497	-7,80	-0,151
157 1/2°.....	-0,582	-0,311	-0,017	-0,500	-5,47	-0,059
168 1/2°.....	-0,587	-0,301	-0,010	+0,502	-2,84	-0,010
180°.....	-0,585	-0,320	-0,024	-0,500	0,00	0,000

Remarque. — En calculant cette Table, on a pris

$$V_0(r_0 - a) = 1740 \quad \text{et} \quad V_0(R_0 - a) = 664000.$$

§ 9. Comme il a déjà été dit, la Table ci-dessus a été calculée sans tenir compte de la diminution progressive des rayons des cercles générateurs avec l'immersion. Pour avoir une meilleure approximation pour le roulis, il est nécessaire de tenir compte de cette diminution, en introduisant le facteur

de réduction $e^{-\frac{\pi z}{\lambda}}$, en sorte que les paramètres A_0 , B_0 , E_0 , F_0 , H_0 seront exprimés par les formules suivantes :

$$\begin{aligned}
 A_0 &= 2 \int_{-1}^{+1} \int_0^{\frac{\pi}{2}} y^2 z e^{-\frac{\pi z}{\lambda}} \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz, & B_0 &= 2 \int_{-1}^{+1} \int_0^{\frac{\pi}{2}} y z e^{-\frac{\pi z}{\lambda}} \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz, \\
 E_0 &= 2 \int_{-1}^{+1} \int_0^{\frac{\pi}{2}} y^2 z e^{-\frac{\pi z}{\lambda}} \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz, & F_0 &= 2 \int_{-1}^{+1} \int_0^{\frac{\pi}{2}} y z e^{-\frac{\pi z}{\lambda}} \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz, \\
 G_0 &= -\frac{1}{\lambda_1^2} \int_{-1}^{+1} \int_0^{\frac{\pi}{2}} y^2 z e^{-\frac{\pi z}{\lambda}} \cos \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz, & H_0 &= -\frac{1}{\lambda_1^2} \int_{-1}^{+1} \int_0^{\frac{\pi}{2}} y^2 z e^{-\frac{\pi z}{\lambda}} \sin \frac{2\pi x}{\lambda_1} dx dz.
 \end{aligned}$$

et leurs valeurs numériques sont données dans la Table que voici :

Table des valeurs de A'_0 , B'_0 , E'_1 , F'_1 , G'_1 , H'_1 , M'_1 et N'_1 (ordonnées réduites).

α .	A'_0 .	B'_0 .	E'_1 .	F'_1 .	G'_1 .	H'_1 .	M'_1 .	N'_1 .
0								
0... ..	2,160	-171	5,230	-241	91,200	-16,800	-0,590	-0,558
11 $\frac{1}{4}$...	2,240	-169	5,420	-237	96,700	-16,700	-0,555	-0,550
22 $\frac{1}{2}$...	2,420	-168	5,840	-234	103,000	-16,300	-0,579	-0,542
33 $\frac{3}{4}$...	2,690	-160	6,400	-224	111,000	-15,600	-0,641	-0,512
45... ..	3,100	-142	7,310	-193	122,000	-14,100	-0,647	-0,470
56 $\frac{1}{4}$...	3,540	-120	8,030	-164	133,500	-11,800	-0,790	-0,396
67 $\frac{1}{2}$...	3,940	-77	9,080	-96	146,000	-7,850	-0,825	-0,257
78 $\frac{3}{4}$...	4,120	-58	9,480	-80	150,000	-5,620	-0,830	-0,171
90... ..	4,260	"	9,800	"	154,000	"	-0,850	"
101 $\frac{1}{4}$...	4,120	+58	9,480	+80	150,000	+5,620	-0,830	+0,171
112 $\frac{1}{2}$...	3,940	+77	9,080	+96	146,000	+7,850	-0,825	+0,257
123 $\frac{3}{4}$...	3,540	+120	8,030	+164	133,500	+11,800	-0,790	+0,396
135... ..	3,100	+142	7,310	+193	122,000	+14,100	-0,647	+0,470
146 $\frac{1}{4}$...	2,690	+160	6,400	+224	111,000	+15,600	-0,641	+0,512
157 $\frac{1}{2}$...	2,420	+168	5,840	+234	103,000	+16,300	-0,579	+0,542
168 $\frac{3}{4}$...	2,240	+169	5,420	+237	96,700	+16,700	-0,555	+0,550
180... ..	2,160	+171	5,230	+241	91,200	+16,800	-0,590	+0,558

En comparant ces valeurs avec celles des Tables précédentes, on remarquera que la différence entre A'_0 , B'_0 , etc., ne surpasse pas 15 pour 100 de leurs valeurs respectives; mais, malgré cela, il en est tout autrement pour les coefficients M'_1 et N'_1 , qui entrent dans l'équation du roulis : ils varient du simple au double. Les amplitudes des oscillations *forcées* du roulis étant proportionnelles à ces coefficients, on voit que pour avoir avec un degré d'approximation tant soit peu suffisant le roulis produit par une houle régulière, il faut tenir compte de sa structure dynamique, parce que cette structure a une grande influence sur la valeur de l'amplitude du roulis.

Il en est tout autrement pour le tangage. On l'obtiendra avec une approximation suffisante, en ne tenant compte que d'une manière tout à fait sommaire de la structure dynamique de la houle.

§ 10. Pour pouvoir former les équations du mouvement du navire, ayant calculé les valeurs des paramètres qui définissent l'action de la vague, il reste encore à connaître : 1° les moments d'inertie principaux du navire A, B et C, et 2° la loi de la résistance de l'eau.

Il serait très laborieux de calculer les valeurs exactes des moments d'inertie du navire. Pour avoir A, le moment par rapport à l'axe longitudinal, on peut se contenter de l'expérience réglementaire de détermination de la période du roulis sur eau calme, en faisant usage de la relation

$$T_1 = 2\pi \sqrt{\frac{A}{P(r_0 - a)}}.$$

On sait que l'on obtient ainsi pour A le moment d'inertie du navire et de l'eau qu'il entraîne dans son mouvement, et qui fait, pour ainsi dire, corps avec le navire.

Le même procédé pourrait servir pour déterminer le moment d'inertie B par rapport à l'axe transversal, en observant la période du tangage sur eau calme; mais ce procédé n'est applicable qu'à de petits bâtiments, car il est impossible de faire tanguer un gros navire sur eau calme, au moins avec les moyens dont on dispose à bord; mais en revanche la valeur approximative de ce moment est assez facilement calculable, en sorte que l'on peut toujours assigner deux limites assez rapprochées, entre lesquelles la valeur de B est comprise.

En effet,

$$B = \sum m(x^2 + z^2) = \sum mx^2 + \sum mz^2$$

et

$$A = \sum m(z^2 + y^2) = \sum mz^2 + \sum my^2,$$

d'où l'on voit que

$$(45) \quad \sum mx^2 < B < \sum mx^2 + A;$$

les sommes se rapportant à toutes les masses constituant la charpente et les charges du navire.

Quand on fait l'étude d'un projet, et que l'on calcule, par la méthode de Sir Edward Reed ou une autre quelconque, les efforts que la coque a à supporter, on construit, par un procédé bien connu, la courbe des charges. La somme $\sum mx^2$ n'est autre chose que le moment d'inertie de l'aire de cette courbe par rapport à l'axe transverse passant par son centre de gravité. Ayant calculé ainsi la somme $\sum mx^2$, on posera

$$B = \sum mx^2 + \frac{1}{2} A,$$

et l'on est sûr que l'erreur de B est moindre que $\frac{1}{2} A$.

Généralement A est très petit par rapport à B; on peut en juger par le rapport des périodes de tangage et de roulis. Pour un cuirassé de 10000^{tes} environ, dont $r_0 - a = 1^m$ et $R_0 - a = 130^m$, la période de roulis T est à peu près quatorze à quinze secondes, et la période de tangage τ environ quatre secondes; le rapport

$$\frac{B}{A} = \frac{R - a}{r_0 - a} \frac{\tau^2}{T^2} = \frac{130}{1} \frac{4.4}{14.14} = 10,6;$$

donc, la précision de la formule

$$(45') \quad B = \sum mx^2 + \frac{1}{2} A$$

est d'au moins 5 pour 100; on peut même être sûr que cette précision est bien plus grande, car les sommes $\sum m x^2$ et $\sum m y^2$ ne sauraient être très différentes l'une de l'autre sur les navires des formes usuelles.

On peut toujours se rendre compte de la valeur de B avec une erreur de 10 à 20 pour 100, en calculant le moment d'inertie du déplacement du navire par rapport au plan du maître, ce calcul n'exigeant que quelques minutes de temps.

Pour avoir la valeur de C, on remarquera que

$$C = \sum m(x^2 + y^2) = \sum m x^2 + \sum m y^2;$$

donc, approximativement,

$$(46) \quad C = \sum m x^2 + \frac{1}{2} A = B;$$

on peut être sûr que C est plus grand que B, car il doit y avoir un grand entraînement de l'eau pour le navire oscillant autour de l'axe vertical.

§ 11. La loi exacte de la résistance de l'eau aux oscillations du navire est malheureusement inconnue; on la remplace par des suppositions plus ou moins plausibles et plus ou moins confirmées par les expériences et le peu d'observations que l'on possède sur ce sujet.

Nous n'avons pas besoin de résumer les recherches de M. Bertin, et de MM. Froude père et fils. Ces auteurs déterminent expérimentalement la loi de la décroissance de l'amplitude du roulis sur eau calme, et la représentent par l'une des trois formules

$$(47) \quad \begin{cases} (1) & \Delta\theta_m = -a_1 \theta_m, \\ (2) & \Delta\theta_m = -b_2 \theta_m^2, \\ (3) & \Delta\theta_m = -(\alpha_3 \theta_m + b_3 \theta_m^3), \end{cases}$$

θ_m étant l'amplitude du $m^{\text{ième}}$ coup du roulis, et $\Delta\theta_m = \theta_{m+1} - \theta_m$ la différence entre cette amplitude et la suivante, et ils appliquent ensuite la même loi de décroissance pour calculer la valeur extrême de l'angle du roulis sur une mer houleuse.

En suivant le procédé que Poisson emploie dans sa *Mécanique* en traitant du pendule, on montre aisément que, pour les petites amplitudes, ces trois lois de décroissance s'obtiennent, quand on suppose que la résistance du milieu, dans lequel les oscillations s'opèrent, est proportionnelle soit à la première puissance de la vitesse, soit à la seconde, ou bien qu'elle s'exprime par une formule binome $kv + hv^2$.

En effet, les équations générales des petites oscillations, analogues aux

oscillations pendulaires, seraient dans ces trois cas,

$$(48) \quad \begin{cases} (1') & \theta'' + 2h\theta' + n^2\theta = 0, \\ (2') & \theta'' + k\theta'^2 + n^2\theta = 0, \\ (3') & \theta'' + 2k\theta' + n^2\theta + k\theta'^2 = 0, \end{cases}$$

les signes + et — étant à prendre suivant que l'oscillation se fait dans le sens des θ positifs ou négatifs. En comptant le temps à partir du moment où θ atteint sa valeur extrême positive θ_0 , on a $(\theta')_0 = 0$, de sorte que les conditions initiales seront, pour $t = 0$,

$$0 = \theta_0 \quad \text{et} \quad \theta' = 0.$$

Alors, pour l'équation (1'), on obtient

$$0 = e^{-ht} (C_1 \cos n_1 t + C_2 \sin n_1 t),$$

où

$$n_1 = \sqrt{r^2 - h^2}$$

et les constantes arbitraires C_1 et C_2 seront déterminées par les conditions

$$\theta_0 = C_1 \quad \text{et} \quad 0 = -hC_1 + n_1 C_2,$$

d'où l'on tire

$$C_2 = \frac{h\theta_0}{n_1}$$

et

$$(1'') \quad \theta = \theta_0 e^{-ht} \left(\cos n_1 t + \frac{h}{n_1} \sin n_1 t \right).$$

L'inclinaison θ atteint ses valeurs extrêmes

$$\theta_0, \quad -\theta_1, \quad \theta_2, \quad -\theta_3, \quad \theta_4, \quad \dots, \quad \text{etc.},$$

aux instants

$$0, \quad \frac{\pi}{n_1}, \quad \frac{2\pi}{n_1}, \quad \frac{3\pi}{n_1}, \quad \dots, \quad \text{etc.}$$

En posant $T = \frac{2\pi}{n_1}$, période d'une oscillation complète, on obtient, pour les valeurs absolues des inclinaisons successives,

$$\theta_1 = \theta_0 e^{-\frac{hT}{2}}, \quad \theta_2 = \theta_0 e^{-2\frac{hT}{2}}, \quad \theta_3 = \theta_0 e^{-3\frac{hT}{2}}, \quad \dots,$$

$$\theta_m = \theta_0 e^{-m\frac{hT}{2}}, \quad \theta_{m+1} = \theta_0 e^{-(m+1)\frac{hT}{2}}, \quad \dots;$$

donc

$$\theta_{m+1} - \theta_m = -\theta_0 e^{-m\frac{hT}{2}} \left(1 - e^{-\frac{hT}{2}} \right) = -\theta_m \left(1 - e^{-\frac{hT}{2}} \right),$$

ce qui, comparé à la formule (1)

$$(1) \quad \Delta\theta_m = -\alpha_1 \theta_m,$$

donne la relation

$$(1) \quad \alpha_1 = 1 - e^{-\frac{hT}{2}}$$

et inversement

$$(1') \quad h = \frac{2}{T} \log_e(1 - a_1) = \frac{0,8686}{T} \log(1 - a_1).$$

Conformément aux conditions initiales admises, l'équation (2') sera, pour la première demi-oscillation,

$$(2') \quad \theta'' - k\theta'^2 + n^2\theta = 0.$$

Cette équation peut bien être intégrée en quadratures, mais comme l'équation elle-même, dans le cas d'un navire, n'est qu'approximative, nous n'avons besoin que de trouver une solution ayant le même degré d'approximation que l'équation même. On peut obtenir cette solution soit par la méthode des approximations successives, soit en développant θ en série *suivant les puissances ascendantes de θ_0* ; les deux méthodes donnant les mêmes résultats et exigeant les mêmes calculs, nous exposerons la seconde comme plus symétrique, et nous poserons avec Poisson

$$(49) \quad \theta = \theta_0 \Phi_1(t) + \theta_0^2 \Phi_2(t) + \theta_0^3 \Phi_3(t) + \dots,$$

où

$$\Phi_1(t), \quad \Phi_2(t), \quad \Phi_3(t), \quad \dots$$

sont des fonctions inconnues de t , que l'on déterminera de manière que θ satisfasse à l'équation (2') et aux conditions initiales.

Substituant la valeur de θ (49) dans l'équation (2'), et réunissant les termes qui contiennent la même puissance de θ_0 , on aura l'équation

$$(50) \quad \theta_0 [\Phi_1''(t) + n^2 \Phi_1(t)] + \theta_0^2 [\Phi_2''(t) - k \Phi_1'(t)^2 + n^2 \Phi_2(t)] + \dots = 0.$$

Nous n'avons pas écrit les termes en θ_0^3 , car des termes de cet ordre ont été négligés dans la formation de l'équation (2') elle-même.

L'équation (50) doit être satisfaite pour toute valeur de θ ; donc les quantités qui multiplient chaque puissance de θ doivent être nulles, et, pour obtenir $\Phi_1(t)$ et $\Phi_2(t)$, on aura les équations et les conditions initiales suivantes :

$$\begin{array}{llll} \Phi_1'' + n^2 \Phi_1 = 0 & \text{et pour} & t = 0 & (\Phi_1)_0 = 1, \quad (\Phi_1')_0 = 0, \\ \Phi_2'' + n^2 \Phi_2 = k \Phi_1'^2 & & t = 0 & (\Phi_2)_0 = 0, \quad (\Phi_2')_0 = 0. \end{array}$$

La première de ces équations donne

$$\Phi_1 = \cos nt.$$

Cette valeur étant substituée dans la seconde équation donne

$$\Phi_2'' + n^2 \Phi_2 = kn^2 \sin^2 nt = \frac{1}{2} kn^2 (1 - \cos 2nt)$$

dont l'intégrale générale est

$$\Phi_2 = C_1 \cos nt + C_2 \sin nt + \frac{1}{2}k + \frac{k}{6} \cos 2nt;$$

et les conditions initiales fournissent, pour déterminer les constantes arbitraires, les équations

$$0 = C_1 + \frac{k}{6} + \frac{k}{2},$$

d'où

$$C_1 = -\frac{2}{3}k,$$

$$0 = nC_2$$

et

$$C_2 = 0;$$

ainsi

$$\Phi_2 = \frac{1}{3}k - \frac{2}{3}k \cos nt + \frac{1}{6}k \cos 2nt$$

et

$$(51) \quad \theta = \left(\theta_0 - \frac{2}{3}k\theta_0^2 \right) \cos nt + \frac{k\theta_0^2}{2} \left(1 + \frac{1}{3} \cos 2nt \right).$$

Cette formule ne doit être employée que tant que θ' reste négatif; quand t sera égal à la plus petite des racines positives de l'équation

$$\theta' = 0 = -n \left(\theta_0 - \frac{2}{3}k\theta_0^2 \right) \sin nt - \frac{nk\theta_0^2}{3} \sin nt,$$

c'est-à-dire quand

$$nt = \pi \quad \text{ou} \quad t = \frac{\pi}{n} = \frac{1}{2}T,$$

la valeur correspondante de θ sera

$$\theta_1 = - \left(\theta_0 - \frac{4}{3}k\theta_0^2 \right);$$

donc

$$\Delta\theta_0 = -\frac{4}{3}k\theta_0^2.$$

On trouverait d'une manière toute pareille, pour la décroissance de l'amplitude θ_m de la $m^{\text{ième}}$ oscillation, la formule

$$\Delta\theta_m = -\frac{4}{3}k\theta_m^2,$$

qui, étant comparée avec la formule (47), donne

$$(II) \quad b_2 = \frac{4}{3}k \quad \text{et} \quad k = \frac{3}{4}b_2.$$

Enfin, dans le troisième cas, quand l'équation de la première demi-oscillation est

$$(3') \quad \theta'' + 2h\theta' + n^2\theta - k\theta^2 = 0,$$

on appliquera la même méthode, et l'on trouvera que les fonctions Φ_1 et Φ_2 doivent être déterminées par les équations et les conditions initiales que voici :

$$\left. \begin{aligned} \Phi_1'' + 2h\Phi_1' + n^2\Phi_1 &= 0 \\ \Phi_2'' + 2h\Phi_2' + n^2\Phi_2 &= k\Phi_1' \end{aligned} \right\} \text{ et pour } t = 0 \quad \left\{ \begin{aligned} (\Phi_1)_0 &= 1, & (\Phi_1')_0 &= 0, \\ (\Phi_2)_0 &= 0, & (\Phi_2')_0 &= 0; \end{aligned} \right.$$

donc

$$\Phi_1 = e^{-ht} \left(\cos n_1 t + \frac{h}{n_1} \sin n_1 t \right)$$

où

$$n_1^2 = n^2 - h^2 \quad \text{et} \quad n_1 = +\sqrt{n^2 - h^2}.$$

L'équation qui détermine Φ_2 , après que Φ_1 sera remplacé par sa valeur, est

$$\Phi_2'' + 2h\Phi_2' + n^2\Phi_2 = \frac{kn^4}{2n_1^2} e^{-2ht} (1 - \cos 2n_1 t)$$

dont l'intégrale générale est

$$\Phi_2 = e^{-ht} (C_1 \cos n_1 t + C_2 \sin n_1 t) + A e^{-2ht} + e^{-2ht} (B \cos 2n_1 t + D \sin 2n_1 t),$$

où

$$A = \frac{kn^2}{2n_1^2}$$

et B et D sont déterminés par les équations

$$\begin{aligned} (4h^2 - 3n^2)B - 4n_1 h D &= -\frac{kn^4}{2n_1^2}, \\ 4n_1 h D + (4h^2 - 3n^2)D &= 0; \end{aligned}$$

donc

$$\begin{aligned} B &= -\frac{kn^4}{2n_1^2} \frac{4h^2 - 3n^2}{(4h^2 - 3n^2)^2 + 16n_1^2 h^2} = -\frac{kn^2}{2n_1^2} \frac{4h^2 - 3n^2}{9n^2 + 8h^2}, \\ D &= -\frac{kn^4}{2n_1^2} \frac{4hn_1}{(4h^2 - 3n^2)^2 + 16n_1^2 h^2} = \frac{2kn^2}{n_1} \frac{h}{9n^2 + 8h^2}. \end{aligned}$$

Les constantes arbitraires C_1 et C_2 , étant déterminées d'après les conditions initiales, auront les valeurs

$$C_1 = -(A + B) \quad \text{et} \quad C_2 = \frac{h}{n_1} (A + B) - 2D.$$

En général, le rapport $\frac{h^2}{n^2}$ est très petit, en sorte qu'on a à peu près $n_1 = n$; les formules ci-dessus se simplifient, et l'on aura

$$A = \frac{1}{2} k, \quad B = \frac{1}{6} k, \quad D = \frac{2}{9} \frac{hk}{n}, \quad C_1 = -\frac{2}{3} k, \quad C_2 = \frac{2}{9} \frac{hk}{n}$$

et

$$\begin{aligned} \Phi_2 &= e^{-ht} \left(-\frac{2}{3} k \cos n_1 t + \frac{2}{9} \frac{hk}{n} \sin n_1 t \right) + \frac{1}{2} k e^{-2ht} \\ &\quad + e^{-2ht} \left(\frac{1}{6} k \cos 2n_1 t + \frac{2}{9} \frac{hk}{n} \sin 2n_1 t \right) \end{aligned}$$

et

$$(52) \quad \left\{ \begin{aligned} \theta &= \theta_0 \Phi_1 - \theta_0^2 \Phi_2 = e^{-ht} \left[\left(\theta_0 - \frac{2}{3} k \theta_0^2 \right) \cos nt + \left(\frac{h \theta_0}{n} + \frac{2}{9} \frac{kh}{n} \theta_0^2 \right) \sin nt \right] \\ &\quad + e^{-2ht} \left(\frac{k \theta_0^2}{2} + \frac{k \theta_0^2}{6} \cos 2nt + \frac{2}{9} \frac{kh}{n} \theta_0^2 \sin 2nt \right). \end{aligned} \right.$$

La plus grande inclinaison θ_1 , de l'autre côté de la position droite, est atteinte au moment déterminé par l'équation

$$\theta' = 0 = e^{-ht} \left[\frac{8}{9} kh \theta_0^2 \cos nt - \left(n \theta_0 - \frac{2}{3} nk \theta_0^2 \right) \sin nt \right] + e^{-2ht} \left(-hk \theta_0^2 + \frac{1}{9} kh \theta_0^2 \cos 2nt - \frac{1}{3} nk \theta_0^2 \sin 2nt \right).$$

où l'on a remplacé $n^2 + h^2$ par n^2 .

Une valeur approchée de la plus petite racine de cette équation est $t = \frac{\pi}{n}$; la valeur correspondante de θ , en ne retenant que les termes les plus importants, est

$$\theta_1 = - \left(\theta_0 - \frac{2}{3} k \theta_0^2 \right) e^{-\frac{h}{n} \pi} + \frac{2}{3} e^{-\frac{2h}{n} \pi} k \theta_0^2 = - \theta_0 e^{-\frac{h}{n} \pi} \left[1 - \frac{2}{3} k \theta_0 \left(1 + e^{-\frac{h}{n} \pi} \right) \right].$$

On aurait trouvé d'une manière toute pareille pour la $(m+1)^{\text{ième}}$ oscillation

$$\theta_{m+1} = - \theta_m e^{-\frac{h}{n} \pi} \left[1 - \frac{2}{3} k \theta_m \left(1 + e^{-\frac{h}{n} \pi} \right) \right];$$

donc en valeur absolue

$$\Delta \theta_m = \theta_{m+1} - \theta_m = - \left[\left(1 - e^{-\frac{h}{n} \pi} \right) \theta_m + \frac{2}{3} k e^{-\frac{h}{n} \pi} \left(1 + e^{-\frac{h}{n} \pi} \right) \theta_m^2 \right],$$

ce qui, étant comparé avec la formule

$$(3') \quad \Delta \theta_m = - (a_1 \theta_m + b_1 \theta_m^2),$$

donné les relations

$$(III) \quad \left\{ \begin{aligned} a_1 &= 1 - e^{-\frac{h}{n} \pi} = 1 - e^{-\frac{hT}{2}} \\ &\text{et} \\ b_1 &= \frac{2}{3} k e^{-\frac{h}{n} \pi} \left(1 + e^{-\frac{h}{n} \pi} \right) = \frac{2}{3} k e^{-\frac{hT}{2}} \left(1 + e^{-\frac{hT}{2}} \right), \end{aligned} \right.$$

où $T = \frac{2\pi}{n}$ est la période d'oscillation.

On détermine aisément par ces relations k et h en fonction de a_1 et b_1 .

On voit que les formules (3') et (III) contiennent les deux autres comme cas particuliers. En posant $k = 0$, on a les formules (1') et (I) et, en posant $h = 0$, on a les formules (2') et (II).

Je suis entré dans ces détails, non pas pour en tirer ces résultats bien connus, mais pour montrer l'usage de la méthode de Poisson, qui trouve bien des applications dans la Théorie du Navire, dont il suffit de nommer une seule : l'étude du roulis aux grandes amplitudes, et l'influence de la forme du diagramme de stabilité sur le roulis.

§ 12. Il y a encore un cas remarquable de la loi de décroissance des amplitudes : c'est celui où cette décroissance est constante, et indépendante de l'amplitude ; ce cas se présente pour les navires ou les modèles munis de chambres à eau. Une étude systématique de ce cas a été entreprise par mon collègue à l'Académie Navale, M. Boubnoff; cette étude n'est pas encore terminée, mais M. Boubnoff m'a autorisé à mentionner les résultats suivants, qu'il a obtenus par voie expérimentale :

1° Pour qu'une chambre à eau produise le plus grand effet, la profondeur d'eau qu'elle contient doit être réglée de manière que le temps nécessaire à l'onde de translation (Scott Russell), pour franchir l'étendue de la chambre dans le sens de la largeur du navire, soit égal à la demi-période de son roulis; donc en désignant par b la longueur de la chambre, v la vitesse de l'onde et par T la période de roulis, on a la relation

$$(53) \quad \frac{T}{2} = \frac{b}{v}.$$

2° La vitesse de l'onde de translation peut être calculée par la formule connue

$$(54) \quad v = \sqrt{g(h + f)},$$

où f est la hauteur de l'onde, et h la profondeur de l'eau dans la chambre.

3° Si la profondeur de l'eau est déterminée conformément à ces deux règles, la décroissance des amplitudes produite par la chambre est indépendante de la valeur de l'amplitude, donc constante.

La valeur de cette constante paraît être en raison directe de la quantité d'eau contenue dans la chambre, et de sa longueur b , et en raison inverse du déplacement et de la hauteur métacentrique du navire; il semble aussi que cette constante croît avec l'élévation de la chambre au-dessus du centre de gravité du navire.

Les expériences ont été faites avec un pendule, et l'on peut expliquer la constance de l'extinction de la manière suivante : l'onde de translation, ayant parcouru toute l'étendue de la chambre, rencontre le flanc du navire, et, après le choc qui s'y produit, l'onde est en partie réfléchie, en partie éteinte. L'effet de ces chocs, et celui aussi des changements de la position du centre de gravité du système, qui se répètent d'une manière périodique, avec une période égale à celle du pendule, est équivalent à l'action d'une

force continue périodique et de même période. L'équation du mouvement du pendule, sous l'action d'une pareille force et de la gravité, sera

$$(55) \quad \theta'' + n^2 \theta = k \sin nt,$$

dont l'intégrale sera

$$(56) \quad \theta = \theta_0 \cos nt + \frac{k}{n^2} \sin nt - \frac{k}{2n} t \cos nt,$$

θ_0 étant l'écart initial, et $(\theta')_0 = 0$ au moment $t = 0$. On voit alors qu'aux instants

$$0, \quad \frac{\pi}{n}, \quad \frac{2\pi}{n}, \quad \frac{3\pi}{n}, \quad \dots,$$

quand le pendule atteint ses écarts maxima, les valeurs seront

$$\theta_0, \quad -\left(\theta_0 - \frac{k\pi}{2n}\right), \quad +\left(\theta_0 - 2\frac{k\pi}{2n}\right), \quad -\left(\theta_0 - 3\frac{k\pi}{2n}\right), \quad \dots,$$

ce qui montre que la diminution des amplitudes est bien constante, et égale à $\frac{k\pi}{2n} = k \frac{T}{4}$, où T est la période d'une oscillation complète.

Les expériences ont montré que, quand l'écart maximum est moindre que $\frac{k\pi}{2n}$, le pendule revient à sa position d'équilibre sans la dépasser, et y demeure en repos.

Le même phénomène a lieu pour un modèle de navire; seulement, ici, il n'a plus la même netteté qu'avec le pendule.

§ 13. Ainsi nous avons montré que, quelle que soit la loi de décroissance des oscillations en eau calme, elle peut être obtenue en introduisant des termes correspondants dans l'équation différentielle du mouvement du navire, et sera ainsi représentée d'une manière analytique.

On admet que la résistance sur une mer houleuse est la même qu'en eau calme; une telle supposition est bien loin d'être rigoureuse, mais, faute de mieux, on s'en contente pour la pratique.

Cette supposition étant admise, la méthode de Poisson, que nous avons développée ci-dessus, fournit immédiatement la solution des équations du mouvement du navire; et comme elles prennent leur forme la plus simple quand on suppose la résistance proportionnelle à la vitesse simple, nous ne considérerons que ce cas pour l'application numérique à notre exemple.

Les équations du mouvement seront alors linéaires et à coefficients constants, de la forme

$$(57) \quad u'' + 2hu' + n^2 u = k \sin pt + m \cos pt,$$

dont l'intégrale générale est de la forme

$$(58) \quad U = e^{-ht}(C_1 \cos n_1 t + C_2 \sin n_1 t) + M \sin pt + N \cos pt,$$

où M et N sont déterminés par les équations

$$\begin{aligned} (n^2 - p^2)M - 2hpn &= k, \\ 2hpm + (n^2 - p^2)N &= m, \end{aligned}$$

et

$$(59) \quad \begin{aligned} n_1 &= \sqrt{n^2 - h^2}, \\ M &= \frac{(n^2 - p^2)k + 2hpm}{(n^2 - p^2)^2 + 4h^2p^2}, \quad N = \frac{(n^2 - p^2)m - 2hpk}{(n^2 - p^2)^2 + 4h^2p^2}; \end{aligned}$$

les termes

$$e^{-ht}(C_1 \cos n_1 t + C_2 \sin n_1 t)$$

représentent les oscillations *libres*, et les deux termes

$$M \sin pt + N \cos pt$$

les oscillations *forcées*; la présence du facteur e^{-ht} montre que les oscillations libres s'évanouissent graduellement, et que le mouvement devient à la limite indépendant des conditions initiales, et ne consiste qu'en oscillations forcées, ayant la même période que la force perturbatrice qui produit le mouvement. Mais une telle indépendance n'aura lieu que sur une houle idéale parfaitement régulière, dont l'action puisse être représentée par le second membre de l'équation pendant un temps illimité. Une telle régularité de la houle ne saurait être rencontrée que très rarement en mer; chaque lame individuelle peut bien être représentée par la trochoïde ou la sinussoïde correspondante, mais le système complet consistera en une succession de lames de périodes différentes.

Supposons, pour fixer les idées, que le système qui agit sur le navire consiste en une succession de lames ayant les périodes suivantes :

$$(60) \quad 8^s, 2; 7^s, 7; 7^s, 5; 8^s, 5; 7^s, 7; 8^s, 5; 7^s, 5; 7^s, 7; 8^s, 5; 7^s, 5; 8^s, 5; 8^s, 5; 7^s, 7; \text{ etc.}$$

Une telle houle paraîtra très régulière à un observateur placé à bord; car il est impossible de distinguer les dixièmes de seconde dans l'observation de la période; une telle précision n'est atteinte qu'après un exercice méthodique et patient, dans les observations à la lunette méridienne par les astronomes, et le passage d'une crête ou d'un creux de lame par un point choisi à bord est loin d'être aussi défini, que celui de l'image nette et brillante d'une étoile par les fils d'araignée du réticule de la lunette. Chaque observateur à bord aurait dit que la houle ci-dessus est très régulière, les lames ayant une période de huit secondes, ce qui est la moyenne des vraies périodes.

Mais, quoique la différence de ce système et du système régulier soit pour ainsi dire imperceptible à un observateur, le *roulis* produit par le système irrégulier sera très différent du roulis sur la houle idéale.

Pour mettre cette différence en lumière, désignons par $\tau_1, \tau_2, \tau_3, \dots$, les périodes des lames successives; alors l'équation (57) aura lieu pour chaque vague individuelle; ainsi pour la première vague on aura :

$$u'' + 2hu' + n^2u = k_1 \sin \frac{2\pi t}{\tau_1} + m_1 \cos \frac{2\pi t}{\tau_1}.$$

Mais cette équation et son intégrale générale n'auront lieu que pendant la durée de l'action de la première vague, c'est-à-dire pour t variant de 0 à τ_1 ; après cet instant, c'est la seconde vague dont l'action commence; l'équation correspondante sera

$$u'' + 2hu' + n^2u = k_2 \sin \frac{2\pi t}{\tau_2} + m_2 \cos \frac{2\pi t}{\tau_2},$$

et cette équation n'aura lieu que durant les τ_2 secondes, qui suivent les τ_1 premières, etc.

Après l'intégration de chaque équation, on devra déterminer les constantes arbitraires d'après les conditions initiales, c'est-à-dire par les valeurs de l'angle de l'inclinaison u et de la vitesse angulaire u' , correspondant au commencement de l'action de chaque vague, et l'on voit que cet angle et cette vitesse angulaire dépendent non seulement des oscillations libres, mais aussi des oscillations forcées; ainsi les valeurs des constantes arbitraires varieront d'une vague à l'autre, et ainsi le terme contenant le facteur exponentiel est pour ainsi dire renouvelé après le passage de chaque lame, et ne tendra plus vers sa limite zéro, et, tant que ce terme existe, le roulis paraît non uniforme.

Un exemple numérique rendra mieux compte de ce raisonnement que des formules et des calculs généraux.

Supposons pour plus de simplicité que k reste constant, et que $m = 0$; alors l'équation (58) prendra la forme

$$(58') \quad u'' + 2hu' + n^2u = k \sin pt$$

et son intégrale générale sera

$$(59') \quad u = C_1 e^{-ht} \cos n_1 t + C_2 e^{-ht} \sin n_1 t + M \sin pt + N \cos pt$$

où

$$M = \frac{(n^2 - p^2)k}{(n^2 - p^2)^2 + 4h^2 p^2} \quad \text{et} \quad N = -\frac{2hp k}{(n^2 - p^2)^2 + 4h^2 p^2},$$

$$n_1 = \sqrt{n^2 - h^2}.$$

Si les conditions initiales sont telles que pour

$$t = 0, \quad (u)_0 = \varphi_0 \quad \text{et} \quad (u')_0 = \omega_0,$$

les constantes C_1 et C_2 auront les valeurs

$$(61) \quad C_1 = \varphi_0 - N, \quad C_2 = \frac{\omega + h(\varphi_0 - N) - Mp}{n_1}.$$

Soit la période T_1 des oscillations libres 12^s , en sorte que $T_1 = 12^s$, $n_1 = \frac{2\pi}{T_1} = 0,5236$ et $h = 0,03$, alors $n^2 = 0,2751$; prenons l'inclinaison Θ_0 de la vague égale à 9° , alors $k = \Theta n^2 = 2^\circ,48$.

En prenant la houle parfaitement régulière ayant la période moyenne $\tau = 8^s$, $p = \frac{2\pi}{8} = 0,7851$, et posant $\varphi_0 = 0$ et $\omega = 0$, on aura, par les formules (59), (60) et (61), pour le mouvement du navire

$$(62) \quad u = 0^\circ,98 e^{-0,03t} \cos \frac{2\pi t}{12} + 10^\circ,75 e^{-0,03t} \sin \frac{2\pi t}{12} - 7^\circ,12 \sin \frac{2\pi t}{8} - 0^\circ,98 \cos \frac{2\pi t}{8}$$

ou autrement

$$(62') \quad u = 10^\circ,79 e^{-0,03t} \sin \left(\frac{2\pi t}{12} + 5^\circ,2 \right) - 7^\circ,19 \sin \left(\frac{2\pi t}{8} + 7^\circ,8 \right).$$

Pour avoir l'oscillation du navire pendant le passage de la seconde, troisième, quatrième, etc., lame, on devra faire dans cette formule successivement

$$t = 8 + t_1; \quad t = 16 + t_1; \quad t = 24 + t_1; \quad t = 32 + t_1; \dots$$

et l'on obtiendra par exemple, pour la seconde lame,

$$\begin{aligned} u^2 &= 10^\circ,79 e^{-0,24} \cdot e^{-0,03t_1} \sin \left(\frac{2\pi t_1}{12} + 245^\circ,2 \right) - 7^\circ,19 \sin \left(\frac{2\pi t_1}{8} + 7^\circ,8 \right) \\ &= 8^\circ,51 e^{-0,03t_1} \sin \left(\frac{2\pi t_1}{12} + 245^\circ,2 \right) - 7^\circ,19 \sin \left(\frac{2\pi t_1}{8} + 7^\circ,8 \right) \\ &= -8^\circ,51 e^{-0,03t_1} \sin \left(\frac{2\pi t_1}{12} + 65^\circ,2 \right) - 7^\circ,19 \sin \left(\frac{2\pi t_1}{8} + 7^\circ,8 \right). \end{aligned}$$

Par un calcul tout à fait analogue, on obtiendra la Table suivante, qui exprime la loi d'oscillation pendant le passage de chaque vague individuelle, dont la première colonne donne le numéro d'ordre.

Oscillations du navire sur les lames successives d'une HOULE RÉGULIÈRE.

Numéros de la lame.	Loi de l'oscillation.
1	$10,79 e^{-0,03t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 5,2\right) - 7,19 \sin\left(\frac{2\pi t}{8} + 7,8\right)$
2	$- 8,51 e^{-0,03t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 65,2\right) - 7,19 \sin\left(\frac{2\pi t}{8} + 7,8\right)$
3	$6,70 e^{-0,03t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 125,2\right) - 7,19 \sin\left(\frac{2\pi t}{8} + 7,8\right)$
4	$5,27 e^{-0,03t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 5,2\right) - 7,19 \sin\left(\frac{2\pi t}{8} + 7,8\right)$
5	$- 4,15 e^{-0,03t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 65,2\right) - 7,19 \sin\left(\frac{2\pi t}{8} + 7,8\right)$
6	$3,26 e^{-0,03t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 125,2\right) - 7,19 \sin\left(\frac{2\pi t}{8} + 7,9\right)$
7	$2,57 e^{-0,03t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 5,2\right) - 7,19 \sin\left(\frac{2\pi t}{8} + 7,8\right)$
8	$- 2,02 e^{-0,03t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 65,2\right) - 7,19 \sin\left(\frac{2\pi t}{8} + 7,8\right)$
9	$1,59 e^{-0,03t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 125,2\right) - 7,19 \sin\left(\frac{2\pi t}{8} + 7,8\right)$
10	$1,25 e^{-0,03t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 5,2\right) - 7,19 \sin\left(\frac{2\pi t}{8} + 7,8\right)$
11	$- 0,98 e^{-0,03t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 65,2\right) - 7,19 \sin\left(\frac{2\pi t}{8} + 7,8\right)$
12	$0,78 e^{-0,03t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 125,2\right) - 7,19 \sin\left(\frac{2\pi t}{8} + 7,8\right)$
13	$0,61 e^{-0,03t} \sin\left(\frac{2\pi t}{11} + 5,2\right) - 7,19 \sin\left(\frac{2\pi t}{8} + 7,8\right)$

Cette Table montre la rapidité avec laquelle les oscillations libres tendent vers zéro; on voit qu'après le passage de la treizième lame elles sont pratiquement nulles dans notre cas.

Pour montrer la loi des oscillations d'une manière encore plus claire, nous avons tracé le diagramme (*fig. 1, Pl. I*) qui représente la même chose que le Tableau ci-dessus. La ligne en petits traits représente le premier membre de la formule générale, c'est-à-dire les oscillations libres évanouissantes, la ligne en traits et points, les oscillations forcées, et la ligne pleine la somme de deux termes, c'est-à-dire l'oscillation résultante; on voit par ce diagramme le fait bien connu que le roulis est non uniforme, tant que les oscillations libres existent, et ont une période différente des oscillations forcées.

Passons maintenant à l'étude du mouvement du même navire dans nos hypothèses, sur la houle non régulière, dont les périodes des lames successives sont données par la série (60).

Nous aurons pour la première lame, par les formules (59') et (61'),

$$\tau_1 = 8^s, 2, \quad p = \frac{2\pi}{\tau_1} = 0,7662, \\ M = 7^s, 78, \quad N = -1^s, 14, \quad C_1 = +1^s, 14, \quad C_2 = +11^s, 43.$$

La loi de l'oscillation est

$$u = 1^s, 14 e^{-0,03t} \cos \frac{2\pi t}{12} + 11^s, 43 e^{-0,03t} \sin \frac{2\pi t}{12} - 7^s, 78 \sin \frac{2\pi t}{8} - 1^s, 14 \cos \frac{2\pi t}{8} \\ = 11^s, 48 e^{-0,03t} \sin \left(\frac{2\pi t}{12} + 5^s, 6 \right) - 7^s, 86 \sin \left(\frac{2\pi t}{8} + 8^s, 7 \right).$$

Prenant la dérivée, nous aurons la loi de la vitesse angulaire :

$$u' = 5^s, 96 e^{-0,03t} \cos \frac{2\pi t}{12} - 0^s, 90 e^{-0,03t} \sin \frac{2\pi t}{12} - 5^s, 96 \cos \frac{2\pi t}{8} + 0^s, 93 \sin \frac{2\pi t}{8}.$$

Pour avoir les conditions initiales qui se rapportent au commencement de l'action de la seconde lame, on doit poser dans ces deux formules $t = 8^s, 2$, et calculer les valeurs correspondantes de u et de u' , qui seront :

$$u = \varphi_1 = -9^s, 67, \quad u' = \omega_1 = -7^s, 21.$$

Pour la seconde vague, nous aurons

$$\tau_2 = 7^s, 7, \quad p = \frac{2\pi}{\tau_2} = 0,816, \quad M = 6^s, 24, \quad N = -0^s, 79, \quad C_1 = -8^s, 88, \\ C_2 = -4^s, 52,$$

et ainsi

$$u = -8^s, 88 e^{-0,03t} \cos \frac{2\pi t}{12} - 4^s, 52 e^{-0,03t} \sin \frac{2\pi t}{12} - 6^s, 24 \sin \frac{2\pi t}{7,7} - 0^s, 79 \cos \frac{2\pi t}{7,7}, \\ u = 9^s, 96 e^{-0,03t} \sin \left(\frac{2\pi t}{12} + 243^s \right) - 6^s, 29 \sin \left(\frac{2\pi t}{7,7} + 7^s \right), \\ u = -9^s, 96 e^{-0,03t} \sin \left(\frac{2\pi t}{12} + 63^s \right) - 6^s, 29 \sin \left(\frac{2\pi t}{7,7} + 7^s \right).$$

Dans cette formule, le temps t est compté à partir du commencement de l'action de la seconde vague; donc, pour avoir les conditions initiales qui se rapportent à la troisième, on posera $t = 7^s, 7$ et l'on fera le même calcul que ci-dessus. En continuant de la sorte pour toute la série, on obtiendra le Tableau que voici :

Loi des oscillations du navire sur les lames successives d'une HOULE NON RÉGULIÈRE.

Numéro de la lame.	Période de la lame.	Loi des oscillations.
1. ...	8,2	$11,48 e^{-0,03 t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 5,5\right) - 7,86 \sin\left(\frac{2\pi t}{8,2} + 8,7\right)$
2.	7,7	$- 9,96 e^{-0,03 t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 63\right) - 6,29 \sin\left(\frac{2\pi t}{7,7} + 7\right)$
3.	7,5	$8,87 e^{-0,03 t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 126\right) - 5,75 \sin\left(\frac{2\pi t}{7,5} + 7\right)$
4.	8,5	$5,79 e^{-0,03 t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 4\right) - 9,11 \sin\left(\frac{2\pi t}{8,5} + 9\right)$
5.	7,7	$- 6,53 e^{-0,03 t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 18\right) - 6,29 \sin\left(\frac{2\pi t}{7,7} + 7\right)$
6.	8,5	$6,35 e^{-0,03 t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 67\right) - 9,11 \sin\left(\frac{2\pi t}{8,5} + 9\right)$
7.	7,5	$- 4,52 e^{-0,03 t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 74\right) - 5,75 \sin\left(\frac{2\pi t}{7,5} + 7\right)$
8.	7,7	$3,29 e^{-0,03 t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 102\right) - 6,29 \sin\left(\frac{2\pi t}{7,7} + 7\right)$
9.	8,5	$5,40 e^{-0,03 t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 5,5\right) - 9,11 \sin\left(\frac{2\pi t}{8,5} + 9\right)$
10.	7,5	$- 8,91 e^{-0,03 t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 34\right) - 5,75 \sin\left(\frac{2\pi t}{7,5} + 7\right)$
11.	8,5	$9,13 e^{-0,03 t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 48\right) - 9,11 \sin\left(\frac{2\pi t}{8,5} + 9\right)$
12.	8,5	$- 7,10 e^{-0,03 t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 123\right) - 9,11 \sin\left(\frac{2\pi t}{8,5} + 9\right)$
13.	7,7	$- 8,59 e^{-0,03 t} \sin\left(\frac{2\pi t}{12} + 5\right) - 6,29 \sin\left(\frac{2\pi t}{7,7} + 7\right)$

Ce Tableau montre que les oscillations libres ne sont plus évanouissantes, et la *fig. 2 (Pl. I)*, qui représente le mouvement du navire dans ce cas, met bien en lumière le caractère non uniforme du roulis.

M. R.-E. Froude, dans le § 35 de son Mémoire : *The non uniform rolling of Ships* (*Trans. I. N. A.*, vol. XXXVII) dit : « The continual fresh disturbances due to the non-uniformity of swell avail effectively to maintain non-uniformity of rolling, in spite of the tendency of resistance to eradicate it ».

Les calculs ci-dessus montrent bien que la *non-uniformité* de la houle n'a pas besoin d'être grande, pour modifier d'une manière capitale le caractère du roulis. Cet exemple fournit bien l'explication de ce fait connu que le

roulis est toujours non uniforme en mer. On voit en même temps que, pour pouvoir calculer le roulis, il faut connaître exactement la succession des vagues qui le produisent, ces lames ne pouvant pas être remplacées par une houle uniforme représentant leur moyenne.

On pourrait poser la question suivante : *Étant données deux limites, entre lesquelles sont comprises les valeurs des périodes des lames successives, dans quel ordre ces lames doivent-elles se suivre, et quelles doivent être leurs périodes respectives pour qu'un navire donné (c'est-à-dire quand h et T sont connus) éprouve le plus grand roulis?* Ce n'est que par des essais numériques que j'ai tâché de me rendre compte de ce problème; quant à la manière d'en donner une solution générale, je n'en vois pas la possibilité.

§ 14. Nous avons obtenu les deux systèmes d'équations du mouvement du navire sur une mer houleuse, savoir :

$$(28) \quad \left\{ \begin{array}{l} \frac{V_0}{g} \frac{d^2 \xi_0}{dt^2} = -\frac{2\pi r}{\lambda_1} \left[B'_0 \cos \frac{2\pi t}{\tau} - A'_0 \sin \frac{2\pi t}{\tau} \right] - R_\xi, \\ \frac{V_0}{g} \frac{d^2 \eta_0}{dt^2} = -\frac{2\pi r}{\lambda_2} \left[B'_0 \cos \frac{2\pi t}{\tau} - A'_0 \sin \frac{2\pi t}{\tau} \right] - R_\eta, \\ \frac{V_0}{g} \frac{d^2 \zeta_0}{dt^2} S \zeta_0 = \psi S l + r \left[\left(a'_0 - \frac{2\pi A'_0}{\lambda} \right) \cos \frac{2\pi t}{\tau} + \left(b'_0 - \frac{2\pi B'_0}{\lambda} \right) \sin \frac{2\pi t}{\tau} \right] - R_\zeta, \end{array} \right.$$

et

$$(41') \quad \left\{ \begin{array}{l} A \frac{d^2 \theta_1}{dt^2} + P(r_0 - a) \theta_1 = P(r_0 - a) \theta_0 \sin \alpha \left[N'_1 \cos \frac{2\pi t}{\tau} - M'_1 \sin \frac{2\pi t}{\tau} \right] - L_n \\ B \frac{d^2 \psi}{dt^2} + P(R_0 - a) \psi = P(R_0 - a) \theta_0 \cos \alpha \left[K'_1 \cos \frac{2\pi t}{\tau} + L'_1 \sin \frac{2\pi t}{\tau} \right] + g^2 S l \xi_0 - M_n \\ C \frac{d^2 \Phi}{dt^2} = -P \theta_0 \left[P'_1 \cos \frac{2\pi t}{\tau} + Q'_1 \sin \frac{2\pi t}{\tau} \right] - N_n \end{array} \right.$$

et nous avons montré la manière de calculer les valeurs des paramètres que ces équations contiennent; mais, avant de passer à un exemple numérique de leur intégration, nous allons considérer : *Quelles sont les positions instantanées d'équilibre pour un navire flottant sur une mer houleuse?*

Pour obtenir ces positions, on n'a qu'à annuler tous les termes contenant les accélérations, et ceux qui représentent la résistance de l'eau, car, par hypothèse, il n'y a pas de mouvement du navire par rapport à la vague dans les positions instantanées de son équilibre. On voit alors que la première, la seconde et la sixième équation ne sauraient être satisfaites pour aucune valeur de ξ_0 , η_0 , ζ_0 , θ_1 , ψ , Φ , qui définissent la position du navire dans l'espace. Donc, à proprement parler, il n'y a pas de positions d'équilibre. Ce fait a lieu parce que les trois équations mentionnées ne contiennent pas de termes de rappel, qui correspondent à la stabilité du navire, et qui le contraignent à prendre une position définie. Ce fait est bien évident *a priori*, si l'on se reporte à la signification de ξ_0 , η_0 et Φ .

Quant aux trois autres variables qui définissent l'élévation du centre de gravité au-dessus du niveau qu'il occupe en eau calme (z_0), la bande transversale (θ_1) et la bande longitudinale (ψ), il y a à chaque instant une valeur bien définie de chacune de ces variables, qui satisfait à l'équation de l'équilibre instantané. Ces positions sont représentées sur les *fig. 1* et *2* (*Pl. II*), pour toutes les valeurs de l'angle α . La signification des lettres étant donnée sur le diagramme lui-même, il n'exige pas d'explication.

§ 15. En supposant la résistance proportionnelle à la vitesse simple, nous avons vu que son effet n'est que d'annuler, après un temps très court, les oscillations *libres* du navire dans le cas du tangage, des embardées et de ses oscillations translatoires. Pour pouvoir calculer le roulis, on devrait connaître exactement le système des vagues qui agissent sur le navire, ces vagues ne pouvant pas être remplacées par une houle moyenne, ce qui suffit pour l'étude des autres composantes du mouvement complet du navire, où, grâce à la grandeur de la résistance, les oscillations libres s'annulent presque aussitôt après qu'elles sont formées. Si l'on donnait un tel système de vagues, on devrait calculer le roulis comme il a été expliqué plus haut, ou par les méthodes proposées par M. Bertin ou M. Froude. Ces méthodes exigent la connaissance de l'amplitude de l'oscillation forcée produite par la vague. Dans le cas d'une houle non synchrone avec le navire, quand la différence des périodes est assez notable, la valeur de la résistance est presque sans effet sur l'amplitude des oscillations forcées, et on peut les calculer sans tenir compte de la résistance, de même que pour les autres composantes du mouvement.

Nous donnons donc dans les Tables qui suivent les *oscillations forcées* seulement.

Nous ferons le calcul pour trois cas : 1° le navire n'a pas de vitesse de marche; 2° le navire file 8 nœuds; 3° le navire file 10 nœuds.

Pour représenter le mouvement du centre de gravité du navire, il est commode de composer en un seul les mouvements suivant les axes ξ et η ; en posant $\sigma_0 = \xi_0 \cos \alpha + \eta_0 \sin \alpha$, σ_0 représentera le mouvement horizontal du centre de gravité du navire, dans le plan perpendiculaire à la crête des lames.

En remarquant que dans le premier cas $\tau = \frac{2\pi\lambda}{g}$, nous aurons

$$\sigma_0 = \frac{r}{V_0} \left(B'_0 \cos \frac{2\pi t}{\tau} - A'_0 \sin \frac{2\pi t}{\tau} \right);$$

posant $\frac{Sg}{V} = n^2$, et négligeant le terme $S l \psi$ pour une première approximation, nous aurons, ppa les équations (28),

$$z_0 = r \left(m_0 \cos \frac{2\pi t}{\tau} + n_0 \sin \frac{2\pi t}{\tau} \right)$$

où

$$m_0'' = \frac{n^2}{n^2 - \frac{4\pi^2}{\tau^2}} \left(a_0' - \frac{2\pi}{\lambda} A_0' \right), \quad n_0'' = \frac{n^2}{n^2 - \frac{4\pi^2}{\tau^2}} n_0'.$$

Dans notre cas,

$$r = 2^m, 5, \quad n^2 = 2,302, \quad \tau = 9^s.$$

Les valeurs des autres paramètres étant calculées aux § 8 et 9, nous obtenons immédiatement les valeurs de σ_0 et ζ_0 , qui sont données dans la Table ci-jointe.

Pour calculer l'angle de tangage ψ , nous remarquerons qu'en posant

$$\frac{P(R_0 - a)}{B} = q^2,$$

nous aurons la valeur suivante des oscillations forcées :

$$\frac{q^2}{q^2 - \frac{4\pi^2}{\tau^2}} \Theta_0 \cos \alpha \left(K_1' \cos \frac{2\pi t}{\tau} + L_1' \sin \frac{2\pi t}{\tau} \right),$$

dont on peut faire usage au lieu de la formule (59), quand le coefficient de résistance h est petit par rapport à $q^2 - \frac{4\pi^2}{\tau^2}$, comme c'est le cas dans notre exemple; car $q^2 = 2,16$ (voir ma *Théorie du tangage sur une mer houleuse*, *Bulletin de l'Association technique maritime*, n° 7), et h est à peu près 0,26; la différence entre la valeur exacte et celle donnée par la formule simplifiée sera inférieure à 2 pour 100.

La période de roulis est supposée égale à 15^s; donc $\frac{P(r_0 - a)}{\Lambda} = \frac{4\pi^2}{225}$; q étant égal à 2,16, on a $B = C = 318000$ tonneaux mètres.

Nous aurons ainsi la Table suivante, qui donne les résultats numériques, pour notre exemple :

Oscillations forcées d'un navire sur une mer houleuse. — Vitesse du navire = 0.

	$\sigma_s = a \cos \frac{2\pi t}{9} + b \sin \frac{2\pi t}{9}$		$\zeta_s = c \cos \frac{2\pi t}{9} + d \sin \frac{2\pi t}{9}$		$\theta_i = e \cos \frac{2\pi t}{9} + f \sin \frac{2\pi t}{9}$ (roulis).		$\psi = g \cos \frac{2\pi t}{9} + h \sin \frac{2\pi t}{9}$ (tangage).		$\Phi = k \cos \frac{\pi t}{9} + l \sin \frac{2\pi t}{9}$ (embarcées).	
α .	a .	b .	c .	d .	e .	f .	g .	h .	k .	l .
0	m	m	m	m	0	0	0	0	0	0
0	-0,09	-1,10	1,01	-0,18	0	0	-4,68	-0,22	0	0
11 $\frac{1}{2}$	-0,09	-1,14	1,11	-0,18	+0,44	-0,44	-4,70	-0,19	+0,66	-0,00
22 $\frac{1}{2}$	-0,09	-1,23	1,20	-0,18	+0,85	-0,91	-4,68	-0,15	+1,27	-0,01
33 $\frac{1}{2}$	-0,09	-1,37	1,41	-0,18	+1,12	-1,36	-4,67	-0,01	+1,82	-0,03
45	-0,09	-1,58	1,68	-0,18	+1,36	-1,86	-4,55	+0,14	+2,08	-0,07
56 $\frac{1}{2}$	-0,07	-1,80	2,01	-0,17	+1,34	-2,68	-3,84	+0,35	+2,08	-0,13
67 $\frac{1}{2}$	-0,04	-2,01	2,32	-0,12	+0,98	-3,12	-3,12	+0,56	+1,54	-0,19
78 $\frac{1}{2}$	-0,03	-2,11	2,45	-0,09	+0,69	-3,32	-1,97	+0,65	+1,20	-0,23
90	0	-2,18	2,58	0	0	-3,48	0	+0,75	0	-0,25
101 $\frac{1}{2}$	+0,03	-2,11	2,45	+0,09	-0,69	-3,32	+1,97	+0,65	-1,20	-0,23
112 $\frac{1}{2}$	0,04	-2,01	2,32	+0,12	-0,98	-3,12	+3,12	+0,56	-1,54	-0,19
123 $\frac{1}{2}$	0,07	-1,80	2,01	+0,17	-1,34	-2,68	+3,84	+0,35	-2,08	-0,13
135	0,09	-1,58	1,68	+0,18	-1,36	-1,86	+4,55	+0,14	-2,08	-0,07
146 $\frac{1}{2}$	0,09	-1,37	1,41	+0,18	-1,12	-1,36	+4,67	-0,01	-1,82	-0,03
157 $\frac{1}{2}$	0,09	-1,23	1,20	+0,18	-0,85	-0,91	+4,68	-0,15	-1,27	-0,01
168 $\frac{1}{2}$	0,09	-1,14	1,11	+0,18	-0,44	-0,44	+4,70	-0,19	-0,66	-0,00
180	0,09	-1,10	1,01	+0,18	0	0	+4,68	-0,22	0	0

Quand le navire file avec une vitesse donnée v , il faut, au lieu de la période vraie τ de la vague, prendre sa période apparente τ_1 , calculée par la formule :

$$\tau_1 = \frac{\lambda}{\frac{\lambda}{\tau} - v \cos \alpha} = \tau \frac{\lambda}{\lambda - v \tau \cos \alpha},$$

et en faisant les mêmes calculs que dans le premier cas, on aura la Table suivante :

Oscillations forcées d'un navire sur une mer houleuse. — Vitesse du navire : 8 nœuds.

$\alpha.$	τ_1	$\sigma_0 = a \cos \frac{2\pi t}{\tau_1} + b \sin \frac{2\pi t}{\tau_1}$		$\zeta_0 = c \cos \frac{2\pi t}{\tau_1} + d \sin \frac{2\pi t}{\tau_1}$		$\theta_1 = e \cos \frac{2\pi t}{\tau_1} + f \sin \frac{2\pi t}{\tau_1}$ (roulis).		$\psi = g \cos \frac{2\pi t}{\tau_1} + h \sin \frac{2\pi t}{\tau_1}$ (tangage).		$\Phi = k \cos \frac{2\pi t}{\tau_1} + l \sin \frac{2\pi t}{\tau_1}$ (embarquées).	
		$a.$	$b.$	$c.$	$d.$	$e.$	$f.$	$g.$	$h.$	$k.$	$l.$
0	8	m	m	m	m	0	0	0	0	0	0
0	12,70	-0,18	-2,20	0,89	-0,16	0	0	-4,13	-0,19	0	0
11 $\frac{1}{4}$	12,59	-0,17	-2,22	0,98	-0,16	2,94	-2,94	-4,15	-0,17	+1,30	-0,0
22 $\frac{1}{2}$	12,25	-0,17	-2,27	1,07	-0,16	3,05	-3,28	-4,17	-0,13	2,35	-0,02
33 $\frac{3}{4}$	11,85	-0,16	-2,37	1,27	-0,17	3,30	-4,02	-4,22	-0,01	3,15	-0,04
45	11,27	-0,14	-2,47	1,55	-0,17	3,14	-4,30	-4,15	+0,13	3,37	-0,11
56 $\frac{1}{2}$	10,75	-0,10	-2,56	1,87	-0,17	2,52	-5,04	-3,54	+0,32	2,96	-0,18
67 $\frac{1}{2}$	10,17	-0,05	-2,55	2,21	-0,12	1,50	-4,72	-2,95	+0,33	1,93	-0,24
78 $\frac{3}{4}$	9,60	-0,03	-2,40	2,38	-0,09	0,85	-3,85	-1,90	+0,62	1,38	-0,25
90	9,00	0	-2,18	2,58	0	0	-3,48	0,0	+0,25	0	-0,25
101 $\frac{1}{4}$	8,55	+0,03	-1,90	2,52	+0,09	-0,59	-2,85	+2,03	+0,67	1,08	-0,23
112 $\frac{1}{2}$	8,10	+0,03	-1,62	2,48	+0,13	-0,73	-2,30	+3,38	+0,61	1,25	-0,19
123 $\frac{3}{4}$	7,75	+0,05	-1,34	2,21	+0,19	-0,87	-1,74	+4,30	+0,39	1,54	-0,15
135	7,50	+0,06	-1,09	1,92	+0,20	-0,79	-1,08	+5,50	+0,16	1,44	-0,09
146 $\frac{1}{2}$	7,30	+0,06	-0,89	1,66	+0,21	-0,60	-0,73	+5,70	-0,01	1,18	-0,04
157 $\frac{1}{2}$	7,13	+0,05	-0,77	1,44	+0,22	-0,44	-0,46	+5,70	-0,18	0,80	-0,02
168 $\frac{3}{4}$	7,05	+0,05	-0,69	1,33	+0,22	-0,22	-0,22	+5,75	-0,23	0,41	-0,01
180	7,00	+0,05	-0,66	1,21	+0,22	0	0	+5,80	-0,26	0	0

En examinant cette Table, il faut bien se souvenir que le mouvement absolu du centre de gravité du navire dans l'espace, quand le navire file avec une certaine vitesse, et fait des oscillations, est une sorte de spirale; les coordonnées σ_0 et ζ_0 définissent la position du centre de gravité sur un plan vertical mobile, qui se meut avec la même vitesse que le navire, en restant parallèle à lui-même, et toujours perpendiculaire à la crête des lames.

De même, pour la vitesse de 10 nœuds, on aura la Table que voici :

Oscillations forcées d'un navire sur une mer houleuse. Vitesse du navire : 10 nœuds.

α .	τ_1	$\sigma_0 = d \cos \frac{2\pi t}{\tau_1} + b \sin \frac{2\pi t}{\tau_1}$		$\zeta_0 = c \cos \frac{2\pi t}{\tau_1} + d \sin \frac{2\pi t}{\tau_1}$		$\theta_1 = e \cos \frac{2\pi t}{\tau_1} + f \sin \frac{2\pi t}{\tau_1}$ (roulis).		$\psi = g \cos \frac{2\pi t}{\tau_1} + h \sin \frac{2\pi t}{\tau_1}$ (tangage).		$\varphi = k \cos \frac{2\pi t}{\tau_1} + l \sin \frac{2\pi t}{\tau_1}$ (embarquées).	
		a.	b.	c.	d.	e.	f.	g.	h.	k.	l.
0	14,05	-0,22	-2,70	0,88	-0,16	0	0	-4,07	-0,19	0	0
11 $\frac{1}{4}$	13,9	-0,22	-2,75	0,97	-0,16	4,90	-4,90	-4,13	-0,17	1,59	0,0
22 $\frac{1}{2}$	13,5	-0,20	-2,77	1,06	-0,16	6,40	-6,85	-4,16	-0,14	2,35	-0,02
33 $\frac{3}{4}$	12,8	-0,18	-2,79	1,26	-0,16	5,50	-6,18	-4,20	-0,00	3,70	-0,06
45	12,05	-0,16	-2,85	1,51	-0,16	4,50	-6,15	-4,15	+0,13	3,75	-0,12
56 $\frac{1}{4}$	11,25	-0,11	-2,81	1,85	-0,15	3,02	-6,05	-3,55	+0,32	3,25	-0,20
67 $\frac{1}{2}$	10,5	-0,05	-2,75	2,20	-0,11	1,67	-5,30	-2,95	+0,52	2,10	-0,26
78 $\frac{3}{4}$	9,7	-0,03	-2,45	2,32	-0,09	0,88	-7,25	-1,90	+0,62	1,39	-0,27
90	9,0	0,0	-2,18	2,58	0	0	-3,48	0	+0,75	0	-0,25
101 $\frac{1}{4}$	8,4	+0,03	-1,84	2,57	+0,09	-0,57	-2,73	+2,05	+0,67	-1,04	-0,20
112 $\frac{1}{2}$	7,9	+0,03	-1,55	2,55	+0,03	-0,67	-2,12	+3,43	+0,61	-1,19	-0,15
123 $\frac{3}{4}$	7,5	+0,05	-1,24	2,30	+0,19	-0,80	-1,60	+4,44	+0,40	-1,44	-0,09
135	7,2	+0,06	-1,00	2,00	+0,22	-0,72	-0,98	+5,56	+0,16	-1,32	-0,04
146 $\frac{1}{4}$	6,9	+0,05	-0,81	1,75	+0,22	-0,54	-0,65	+5,84	-0,01	-1,08	-0,02
157 $\frac{1}{2}$	6,80	+0,05	-0,70	1,52	+0,23	-0,38	-0,41	5,95	-0,18	-0,22	-0,01
168 $\frac{3}{4}$	6,66	+0,05	-0,63	1,41	+0,22	-0,19	-0,19	6,15	-0,25	-0,36	0,00
180	6,62	+0,05	-0,59	1,31	+0,22	0	0	6,20	-0,29	0,00	0

Les résultats de ces calculs pour le tangage et le roulis sont représentés sur le diagramme (fig. 3, Pl. II), pour montrer d'une façon plus claire l'influence de la direction de la marche du navire et de sa vitesse sur son roulis et son tangage. Nous rappellerons encore une fois que le roulis ne consiste pas seulement en oscillations forcées; les oscillations libres existent toujours malgré la résistance de l'eau, grâce à la non-uniformité de la houle.

La planche III représente la trajectoire du mouvement oscillatoire du centre de gravité du navire, la ligne pointillée étant le cercle décrit par les molécules de l'eau. L'inspection des figures de cette planche explique bien pourquoi le petit pendule de l'oscillographe double, dans le cas du tangage, donne une inclinaison apparente des vagues très faible; il faut se souvenir que ce pendule ne donne l'inclinaison de la vague que dans le cas où son point d'attache est au centre de gravité du navire, et qu'il décrit la même orbite circulaire que les molécules de l'eau; mais quand le centre de gravité du navire décrit une autre trajectoire, par exemple le petit cercle, dans le cas de $\alpha = 0$ ou $\alpha = 180^\circ$ pour $V = 0$, le petit pendule donne non l'inclinaison de la vague réelle, mais celle d'une autre houle, qui aurait la même longueur, et dont la hauteur serait égale au diamètre du cercle décrit par le centre de gravité du navire.

SUR LES AVANTAGES QUE PRÉSENTE
POUR
LES NAVIRES DE GUERRE
LA
COMBINAISON D'UNE FAIBLE ACUITÉ ET D'UNE GRANDE SURFACE PROPULSIVE,
PAR M. J.-A. NORMAND.

Dans un Mémoire lu à l'Association, il y a deux ans ⁽¹⁾, j'ai proposé des règles approximatives pour le calcul de la surface propulsive.

J'ai spécifié, en outre, que la surface ainsi calculée doit être augmentée ou diminuée, suivant que la vitesse prévue est supérieure ou inférieure à la vitesse normale maxima, dont j'ai donné deux expressions, et qui correspond à un point homologue de la courbe des résistances en fonction des vitesses ⁽²⁾.

Dans les bâtiments de commerce : paquebots à voyageurs ou navires à marchandises, dont la valeur et l'utilité croissent avec la grandeur absolue, il y a avantage à ce que l'acuité soit telle, que les vitesses normales ainsi calculées soient au moins égales à celle que l'on désire atteindre, surtout si, comme pour les paquebots rapides, la régularité des traversées est une condition indispensable. Certaines considérations, telles que l'accessibilité des ports à desservir, doivent seules entraîner une dérogation à cette règle.

⁽¹⁾ *Règles approximatives pour le calcul de la surface propulsive (Bulletin de l'Association technique maritime, n° 10).*

⁽²⁾ Ces vitesses en nœuds sont exprimées approximativement par les deux formules suivantes :

$$1,4 \sqrt{\frac{1,026 B^2 L - D}{1,026 B^2}} \quad \text{ou} \quad \frac{1,026 B^2 L - D}{1,026 B^2} D^{\frac{1}{4}},$$

dans lesquelles L = longueur de la carène en mètres ;

B² = surface de la matresse section en mètres carrés ;

D = déplacement en tonnes de 1000^{kg}.

Il n'en est plus de même quand la grandeur absolue du bâtiment, loin d'être un avantage, doit être réduite au minimum compatible avec les conditions du programme, dont les principales sont : vitesse, rayon d'action, poids fixe d'artillerie et de torpilles, poids de cuirasse variable avec la grandeur. Il paraît évident que, dans ce cas, l'acuité doit être diminuée. Avec des formes convenables, une réduction inadmissible de l'utilisation n'est pas à craindre, pourvu que la surface propulsive soit suffisante.

Le problème des torpilleurs et des yachts extra-rapides n'est pas résoluble autrement. Des nombreuses leçons qu'il nous donne, c'est la plus importante. La vitesse normale maxima des plus récents torpilleurs de 90^{ix} de notre Marine ne dépasse pas 13 à 14 nœuds, ce qui ne les empêche pas d'atteindre 27 nœuds avec des utilisations convenables pour d'aussi petits navires, grâce à de puissantes hélices. Dans les contre-torpilleurs de 27 nœuds également, la vitesse normale ne dépasse pas les deux tiers de ce chiffre.

Certains remorqueurs à hélice nous fournissent une nouvelle preuve de la possibilité d'atteindre, avec des utilisations acceptables, des vitesses presque doubles des vitesses normales maxima. Leur surface propulsive exagérée, afin d'éviter la cavitation dans le remorquage, lorsque la masse d'eau actionnée par l'hélice est très réduite, relève considérablement l'utilisation, en route libre, à toute puissance, alors que la vitesse excessive, eu égard aux dimensions et à l'acuité de la carène, entraîne une résistance anormale.

Si l'on jugeait utile de construire des avisos de 25 nœuds, ayant un rayon d'action de 1000 milles marins à 14 nœuds, où l'appareil moteur fût protégé contre la petite artillerie par des murailles et des cloisons extrêmes de 50^{mm} d'acier dur, il serait inutile de chercher à résoudre le problème en donnant au bâtiment une acuité telle que la vitesse normale maxima fût également de 25 nœuds. On ne réussirait pas, ou, du moins, ce ne serait qu'au prix de dimensions et de coût prohibitifs. Le type considéré, qui, par parenthèse, présente une combinaison de vitesse et de protection sans analogue dans aucune marine, est, au contraire, parfaitement réalisable avec un déplacement de 350^{ix} à 400^{ix}, toujours à la condition de diminuer l'acuité, et de donner à la surface propulsive une valeur suffisante pour éviter les cavitations et les tourbillons dans les canaux d'aspiration des hélices.

Ce n'est pas seulement dans les petits bâtiments que l'on peut ainsi obtenir des résultats irréalisables autrement. Il y a un demi-siècle, la première flotte à vapeur de Dupuy-de-Lôme, et, plus tard, sa première flotte cuirassée, ont montré tous les avantages que cette combinaison présente; mais on paraît l'avoir oublié.

Les vitesses normales maxima des vaisseaux types *Napoléon* et *Gloire* varient entre les deux tiers et les trois quarts de celles que ces bâtiments ont atteintes avec de belles utilisations, sans trace de chute anormale, grâce à des formes excellentes, et à des surfaces propulsives qui paraîtraient exagérées aujourd'hui. Les valeurs de j dans la formule (9) de mon Mémoire

précité ⁽¹⁾ sont, en effet, voisines de l'unité, qu'elles dépassent quelquefois, alors que, sur certains croiseurs et cuirassés récents, elles n'atteignent pas la moitié de ce chiffre.

Actuellement, on tend à augmenter l'acuité des croiseurs, et même des cuirassés, au point que la vitesse normale maxima diffère peu de celle que l'on veut réaliser. Aussi arrive-t-on à ce singulier résultat, que, malgré d'énormes déplacements, la protection reste insuffisante. Tels croiseurs, destinés à fournir 23 nœuds, ont des vitesses normales maxima de 25 nœuds, comme les plus récents paquebots à grande vitesse de la ligne de New-York. Il paraît hors de doute que la même valeur militaire pourrait être obtenue, sans réduire le rayon d'action, avec un déplacement, un coût, un effectif d'équipage et une dépense de combustible bien moindres que ceux qu'a exigés l'adoption d'une acuité excessive.

Étant donnés les progrès déjà réalisés et surtout réalisables dans les projectiles à explosifs intensifs, dans la puissance et la rapidité du tir, aucune partie des œuvres mortes, excepté des fractions des extrémités trop faibles pour intéresser la stabilité et la navigabilité, ne devrait être laissée sans protection efficace. Or, le poids de cuirasse d'une épaisseur donnée varie sensiblement comme le carré des dimensions linéaires du bâtiment. On voit toute l'importance que présente la réduction des dimensions, qui ne peut être obtenue que par une diminution de l'acuité.

Mais on ne doit pas oublier que celle-ci ne procure de bénéfice qu'autant que le coefficient de résistance ne varie pas rapidement au delà de la vitesse normale maxima. Pour qu'il en soit ainsi, il faut conserver une finesse suffisante aux parties de la carène qui constituent les canaux d'aspiration des hélices. Il faut aussi que les formes de l'avant ne produisent pas, comme les éperons de certains cuirassés, une dénivellation anormale, et rapidement croissante avec la vitesse.

Peut-être objectera-t-on que la stabilité de plate-forme, si nécessaire au bâtiment de combat, exige de grands déplacements, et qu'il serait dangereux, à ce point de vue, de chercher à les réduire. A ceci l'on peut répondre que le déplacement du vieux *Suffren*, si célèbre par sa stabilité de plate-forme, n'atteignait pas 8000^{tx}, tandis que les angles de roulis de certains cuirassés de 15000^{tx} ont dépassé parfois, dit-on, 40° avec la verticale. Il est vrai qu'en prévision de la destruction possible des parties non protégées très déve-

(1)

$$n \Delta^2 r^{\frac{3}{2}} = f \frac{F}{V^2}.$$

Dans cette formule, n = le nombre d'hélices;

Δ = le diamètre des hélices en mètres;

r = le rapport de la surface totale développée des ailes d'hélices aux surfaces des cercles circonscrits;

F = la puissance maxima en chevaux de 75^{kgrm};

V = la vitesse correspondante du bâtiment en nœuds.

loppées des œuvres mortes de ces grands bâtiments, une valeur exagérée de $\rho - \alpha$ avait dû être adoptée. Rien ne prouve mieux l'utilité d'une protection s'étendant à la presque totalité de la longueur.

La question à peine effleurée dans la présente Note paraît présenter une importance capitale. Elle intéresse au plus haut point la bonne utilisation du budget des constructions navales, la puissance numérique de la flotte, le nombre des ports et des points d'appui accessibles aux bâtiments de combat. Elle mériterait une étude plus approfondie, et ne pourrait être complètement résolue que par une discussion serrée de l'équation des poids divers qui composent le déplacement total; mais les résultats ainsi obtenus ne seraient exacts qu'autant que les hypothèses nécessaires à l'expression de ces poids et que la loi admise pour la variation de l'utilisation en fonction de la vitesse seraient elles-mêmes exactes.

On a fait des études nombreuses et savantes sur cette variation de l'utilisation. Elles ne peuvent conduire à rien de sérieux, si elles ne tiennent pas compte de la surface propulsive. Quand celle-ci est faible, l'utilisation est belle aux vitesses inférieures, à cause de la faible fraction de la puissance totale absorbée par les propulseurs; mais des chutes rapides se manifestent aux vitesses élevées. Quand la surface est grande, l'utilisation est diminuée aux faibles vitesses, mais elle se maintient beaucoup mieux aux grandes. Les deux courbes d'utilisation se coupent à une vitesse moyenne.

Quoi qu'il en soit, on peut être assuré que les bâtiments de combat qui remplissent le mieux les conditions des programmes, au double point de vue technique et économique, ne sont pas ceux qui présentent les utilisations les plus élevées. Il importe peu, en effet, que celles-ci soient très belles, s'il doit en résulter un déplacement et des frais de construction et de navigation plus considérables que si elles avaient une valeur moindre.

AU SUJET

DE LA

SURFACE PROPULSIVE D'UNE HÉLICE,

PAR M. DOYÈRE,
Ingénieur en chef de la Marine,
Directeur de l'arsenal de Fou-Tchéou.

Je me propose de soumettre par écrit à l'Association technique maritime les observations que je lui aurais présentées, s'il m'avait été possible de suivre, le 1^{er} juin 1899, la discussion à laquelle a donné lieu l'intéressante communication de notre éminent Vice-Président M. Normand, au sujet de la surface propulsive des hélices.

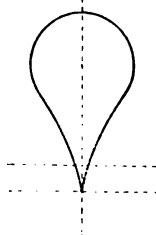
M. Drzewiecki a fait remarquer combien la conception de la surface propulsive, telle qu'elle est admise généralement, est insuffisante, et combien il serait nécessaire de calculer d'une façon rationnelle une surface propulsive qui tînt compte des formes de l'aile; qui, en particulier donnât aux portions rapprochées ou éloignées de l'axe leur importance relative, et qui permît ainsi (je cite la phrase exacte) *de bien déterminer tous les éléments du problème, et de ne comparer que ce qui est comparable.*

A cette occasion M. l'Ingénieur Lelong a bien voulu rappeler mes études sur la *surface efficace de l'hélice.*

Il y a plus de douze ans, en effet, dans une Note écrite en 1887, et insérée au *Mémorial du Génie maritime* sous la date du 31 janvier 1888 (*Mémorial du Génie maritime*, 3^e Livraison; 1888), Note qui fut suivie d'une seconde en date du 15 janvier 1889 (*Mémorial du Génie maritime*, 3^e Livraison 1889), j'ai défini, sous le nom de *surface efficace* de l'hélice, une fonction des éléments de celle-ci, qui répond aux *desiderata* formulés par M. Drzewiecki, en ce sens : 1^o qu'elle est rigoureusement calculable (un tracé graphique qu'un dessinateur quelconque peut exécuter en une demi-heure permet de la déterminer); 2^o qu'elle attribue aux éléments de l'hélice une importance qui dépend de leur distance à l'axe : la surface efficace est une courbe en forme de cœur, qui vient mourir en pointe sur l'axe de l'hélice (*fig. 1*), ce qui doit être, car l'action propulsive d'un élément tend vers zéro à mesure qu'il se rap-

proche de l'axe, pour les deux raisons indiquées par M. Drzewiecki, à savoir que sa vitesse circonférentielle tend vers zéro, d'une part, et d'autre part que son inclinaison sur l'axe tend aussi vers zéro.

Fig. 1.



Je rappelle que la surface efficace S est l'aire définie par l'intégrale $\int \sin^3 \alpha ds$, étendue à toute la surface de l'hélice (intégrale dans laquelle α est l'angle de l'élément de surface ds avec l'axe), et je renvoie au *Mémorial* pour la construction graphique extrêmement simple de cette surface.

Je rappelle également les trois équations fondamentales résumant ma théorie. Ce sont les suivantes :

$$1 - \rho = \frac{60 \nu}{\Phi(\nu)} \sqrt{S} \quad (\text{équation du recul}),$$

$$\mu = \frac{K \nu}{\sqrt[3]{\Theta(\nu)}} \sqrt[3]{S} \quad (\text{équation de l'utilisation}),$$

$$\frac{N}{\sqrt[3]{F}} = \Lambda \left(1 - \frac{0,012 B^2}{\pi D^2} \right) \frac{1 + 0,78 \lambda}{H \sqrt[3]{S}} \quad (\text{équation de la résistance à la rotation}),$$

dans lesquelles

N est le nombre de tours de l'hélice,

F , la force en chevaux sur l'arbre (à laquelle on est forcé de substituer, faute de mieux, la force sur les pistons),

ρ , le coefficient de recul,

μ , le coefficient d'utilisation propre de l'hélice, en fonction de la force sur l'arbre,

B^2 , l'aire du maître couple,

D , le diamètre de l'hélice,

π , le nombre d'hélices,

λ , la largeur relative de l'aile (voir plus loin),

H , le pas.

S , la surface efficace,

Λ , un coefficient numérique,

$\Phi(\nu)$ et $\Theta(\nu)$, des fonctions de la vitesse du navire, dont la forme et les paramètres dépendent des formes du navire, de ses dimensions, de la position des hélices par rapport à la coque, de la grandeur relative de l'une et de l'autre, et même des éléments propres de l'hélice.

Cette considération de la surface efficace n'a peut-être pas eu la fortune qu'elle aurait dû avoir. En particulier, dans la troisième formule, j'avais réussi à ne laisser subsister qu'un facteur numérique unique, *que l'expérience démontra presque constant, quand on passait d'un canot de 8^m,85 à un cuirassé*. Ce résultat était, me semble-t-il, de nature à attirer l'attention plus qu'il ne l'a fait.

Cette inattention s'explique en partie par la tiédeur que nous éprouvons tous, ou presque tous, quand il s'agit de nous assimiler les études d'autrui. Cette tiédeur est surtout marquée, lorsque l'étude à ingérer nous apparaît entourée d'un certain appareil mathématique, qui, si simple qu'il soit, est toujours d'un aspect un peu rébarbatif, quand on a passé la trentaine.

Mais il y a une autre raison.

Quelques personnes, ayant lu un peu superficiellement mes études, ont été trompées par la désignation de *surface efficace* donnée à une simple fonction géométrique des éléments de l'hélice, et, attribuant à mes conclusions une généralité que j'étais loin de leur avoir donnée, ont été conduites à penser qu'en toutes circonstances et sans restriction, je considérais comme forcément la meilleure l'hélice ayant la plus grande surface efficace. Si telle était ma théorie, elle mériterait au premier chef le reproche d'insuffisance, que fait M. Normand aux formules qui ne tiennent pas compte de la vitesse du navire.

Ceux qui ont lu mes Notes avec attention savent au contraire quelles précautions j'ai prises, dans tout le cours de ces études, pour faire ressortir l'influence de la vitesse : je n'ai donné en effet tout d'abord mes formules que comme un moyen de comparaison entre deux propulseurs différents *appliqués au même navire, et pour la même vitesse*; et ce n'est qu'avec de grandes réserves que j'ai pensé pouvoir parfois en déduire autre chose.

Ces mêmes personnes savent également que la surface efficace n'a jamais été pour moi un critérium absolu de la valeur d'une hélice; j'ai fait maintes restrictions, et indiqué moi-même des cas et des exemples où, de deux hélices, la meilleure était celle qui correspondait à la plus petite valeur de S .

En somme, la marche suivie par moi dans cette étude était analogue à celle qu'emploient les artilleurs pour l'étude de la résistance des projectiles. Partant d'hypothèses grossièrement approximatives sur la loi déterminant la pression unitaire sur un élément d'hélice, j'en déduisais une formule rationnelle, mais pratiquement erronée. Puis, par l'introduction de fonctions correctrices, dont je cherchais à déterminer sinon la forme et les paramètres, du moins le sens de variation, je m'efforçais de rapprocher cette formule des faits réellement observés.

Je crois que cette marche était logique. Elle me conduisit à quelques conclusions, qui parurent alors fort discutables, mais qu'on m'excusera de rappeler, en raison de leur concordance avec des résultats d'expérience acquis depuis, avec les idées maintenant généralement reçues, et avec certaines

réflexions énoncées aujourd'hui par M. Normand ; cette dernière concordance n'est pas pour moi la moins flatteuse, car, quand on marche avec M. Normand, fût-ce même un peu devant lui, on a bien des chances d'être dans la bonne voie.

1. *Étude du recul.* — Étudiant d'abord l'équation du recul :

$$1 - \rho = \frac{60v}{\Phi(v)} \sqrt{S}$$

et analysant tous les résultats fournis par les expériences du *Pélican*, de l'*Elorn*, de Taurines et d'un certain nombre de navires modernes, je concluais :

1° Que la fonction $\Phi(v)$ pour un bateau déterminé était indépendante du pas de l'hélice ; que, par conséquent,

Quand, sur un bateau donné, on change le pas de l'hélice sans modifier les autres éléments, le complément du recul ($1 - \rho$), pour une vitesse donnée v , est proportionnel à la racine carrée de la surface efficace.

2° Que la fonction $\Phi(v)$ n'est pas indépendante du diamètre de l'hélice ; j'ai trouvé que, dans certaines limites, *quand, sur un bateau donné, on change le diamètre de l'hélice sans toucher aux autres éléments, on a, pour une vitesse donnée v , la relation approximative :*

$$(1) \quad \frac{1 - \rho'}{1 - \rho} = \frac{1}{1 + \frac{1}{3} \left(\frac{D'}{D} - 1 \right)} \sqrt{\frac{S'}{S}}.$$

$\Phi(v)$ ne variant pas avec le pas, il s'ensuit que cette formule (1) est sensiblement applicable, quand on fait varier simultanément le pas et le diamètre. On peut encore l'employer avec une certaine exactitude quand, outre ces deux éléments, on fait varier la forme de l'aile, sans changer sensiblement la fraction de pas moyenne.

3° L'influence de la fraction de pas apparaît moins nette ; mais les nombreuses expériences du *Pélican* donnent une indication très intéressante.

Les diverses courbes $\Phi(v)$, qui correspondent à diverses hélices, différant entre elles seulement par la fraction de pas, sont des courbes très sensiblement parallèles, $\Phi(v)$ augmentant avec f , pour une valeur donnée de v . Il suit de là que les deux termes de la fraction

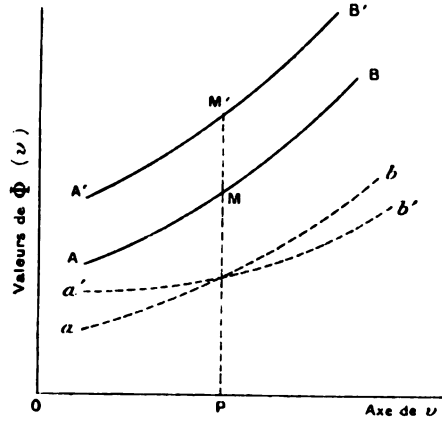
$$1 - \rho = \frac{60v}{\Phi(v)} \sqrt{S}$$

augmentant tous les deux quand on augmente f , le résultat final est incertain.

Admettons pour un instant, disais-je dans ma Note du 31 janvier 1888, que ceci soit général, et que ces en résulteraient. Pour cela,

soient deux hélices ayant pour fractions de pas f et f' ($f' > f$). Traçons les deux courbes $\Phi(v)$ et $\Phi'(v)$ (fig. 2).

Fig. 2.



Déduisons-en les courbes

$$\begin{aligned} ab \text{ dont les ordonnées sont } & \dots \dots \frac{\Phi(v)}{\sqrt{S}}, \\ a'b' \dots \dots \dots & \dots \dots \frac{\Phi'(v)}{\sqrt{S'}} \end{aligned}$$

c'est-à-dire divisons les ordonnées des courbes AB et A'B' respectivement par $\sqrt{S}$ et $\sqrt{S'}$.

Soit OP la valeur de v , pour laquelle on a

$$\frac{\overline{MP}}{\sqrt{S}} = \frac{\overline{M'P}}{\sqrt{S'}}.$$

En ce point, les deux courbes ab et $a'b'$ se couperont, à droite de ce point $a'b'$ sera au-dessous de ab ; l'inverse aura lieu à gauche; c'est-à-dire que pour les valeurs de v inférieures à OP, l'hélice qui a la plus faible fraction de pas donnera, pour une valeur donnée de v , le moindre recul; l'inverse aura lieu pour les valeurs de $v > OP$. La même chose pourrait avoir lieu alors que les courbes AB et A'B' ne seraient pas rigoureusement parallèles.

On est ainsi amené à la conclusion que *la valeur respective des deux hélices (au moins au point de vue du recul) dépend de la vitesse pour laquelle on les compare, la meilleure pour une vitesse donnée pouvant devenir la moins bonne pour une vitesse supérieure, et inversement. Et de deux hélices différant entre elles par la fraction de pas seule, celle qui a la plus grande fraction de pas pourra donner un plus grand recul aux faibles et moyennes vitesses, et ne devenir supérieure à l'autre (à ce point de vue) que pour des vitesses assez grandes.*

Ma Note du 31 janvier 1888 indique les vérifications expérimentales de ce fait, et ma conclusion était que, quand l'augmentation de la surface efficace est obtenue par un accroissement de la fraction de pas, l'avantage est douteux, et peut même devenir négatif, surtout aux faibles et moyennes vitesses. Les hélices à larges ailes seraient plutôt des hélices de grandes vitesses.

4° Toutes choses restant égales d'ailleurs, $\Phi(v)$ diminue, pour une valeur donnée de v , quand le nombre d'ailes augmente de 2 à 4; donc :

A égalité de surface efficace, le complément du recul augmente (et par conséquent le recul diminue) quand le nombre d'ailes augmente. On passe de la valeur $1 - \rho$ correspondant à une vitesse donnée de S , pour une hélice à 4 ailes, à la valeur correspondante pour des hélices de même S , à 3 et à 2 ailes, en divisant la première par

$$\begin{array}{ll} 1,03 \text{ à } 1,04 \dots\dots & \text{pour les hélices à 3 ailes,} \\ 1,09 \text{ à } 1,10 \dots\dots & \text{pour les hélices à 2 ailes.} \end{array}$$

II. *Étude de l'utilisation.* — Passant de l'étude du recul à l'étude de l'utilisation, c'est-à-dire de l'équation

$$\mu = \frac{Kv}{\sqrt[3]{\Theta(v)}} \sqrt[6]{S},$$

je signalais tout d'abord l'impossibilité où l'on se trouve de faire cette étude d'une façon rationnelle : faute de connaître, en effet, l'utilisation propre de l'hélice, on en est réduit à substituer au coefficient μ (qui définit cette utilisation en fonction de la puissance sur l'arbre) le coefficient usuel d'utilisation M , qui, lui, est influencé non seulement par l'hélice, mais par le rendement propre de la machine.

Envisageant néanmoins, à défaut d'autre, ce coefficient M , je concluais, de divers résultats d'expérience, que les variations de $\Theta(v)$ paraissent être de même sens que celles de $\Phi(v)$, et que, par suite :

1° *Toutes les fois que la variation de surface efficace est obtenue par une modification du diamètre et du pas seul, le coefficient d'utilisation M augmente pour une vitesse donnée, quand la surface efficace augmente, et inversement.*

2° *Mais dans le cas où la variation de la surface efficace est une conséquence d'un changement notable dans la fraction de pas moyenne, les résultats sont tout à fait de même nature que ceux qui se rapportent au recul, c'est-à-dire qu'une augmentation de S peut avoir pour conséquence une diminution de l'utilisation et inversement, surtout aux faibles et moyennes vitesses.*

En résumé, tant au point de vue de l'utilisation qu'au point de vue du recul, toute augmentation de surface efficace obtenue par une modification du pas et du diamètre paraît avantageuse.

L'avantage peut devenir douteux et même négatif, surtout aux faibles et

moyennes vitesses, si l'augmentation de la surface efficace est obtenue par un accroissement exagéré de la fraction de pas.

Les grandes fractions paraissent ne reprendre leur avantage, dans certains cas, que pour les grandes vitesses.

III. Étude de la résistance à la rotation. — De la combinaison algébrique des deux équations

$$NH = \frac{\Phi(v)}{\sqrt{S}},$$

$$F = \frac{\Theta(v)}{\sqrt{S}}$$

on tire, en posant $X(v) = \frac{\Phi(v)}{\sqrt{\Theta(v)}}$,

$$\frac{N}{\sqrt[3]{F}} = \frac{X(v)}{H\sqrt{S}}.$$

Cette équation montre qu'en réalité $\frac{N^3}{F}$ n'est pas rigoureusement constant, mais varie avec v . L'étude de la variation de la fonction $X(v)$ a fait l'objet de ma seconde Note sur les propulseurs hélicoïdaux, en date du 15 janvier 1889 (insérée au *Mémorial du Génie maritime*, 3^e livraison; 1889).

Je remarquais tout d'abord que la valeur de $\frac{N}{\sqrt[3]{F}}$ ⁽¹⁾, représentée en ordonnées en prenant les valeurs de v comme abscisses, se traduit par une courbe, qui a la même allure que la courbe d'utilisation du navire auquel est appliquée l'hélice, et que, comme cette dernière, elle a un maximum, qui paraît correspondre à la même valeur de v . Il résulte d'ailleurs des définitions mêmes de M et de ρ la relation

$$\frac{N}{\sqrt[3]{F}} = K \frac{M}{1-\rho}$$

(K étant un facteur numérique), ou, en posant $\frac{N}{\sqrt[3]{F}} = u$,

$$u = K \frac{M}{1-\rho},$$

laquelle, différenciée par rapport à v , montre que, si deux des trois quantités M , ρ et u passent simultanément par un maximum ou un minimum, il doit en être de même pour la troisième; or, l'expérience semble démontrer que, pour une hélice donnée, le maximum de M et le minimum de ρ ont lieu, en

(1) Ou plutôt $\frac{N}{\sqrt[3]{F_1}}$, F_1 étant la force en chevaux sur les pistons, substituée, faute de mieux, à la force en chevaux sur l'arbre.

général, pour la même vitesse, vitesse à laquelle doit, par suite, correspondre aussi le maximum de $\frac{N^3}{F}$.

Il y a vraisemblablement, comme l'avait remarqué M. Dubebout, dans cette coïncidence, un motif de causalité. Quoi qu'il en soit, l'étude d'un très grand nombre d'expériences effectuées soit sur l'*Elorn*, etc., soit sur des bâtiments de la flotte, nous a amené à reconnaître que, pour des hélices à quatre ailes déployées, la valeur maxima de $\frac{N}{\sqrt[3]{F}}$ est donnée très approximativement par la formule

$$\text{Max. de } \frac{N}{\sqrt[3]{F}} = A \left(1 - 0,042 \frac{B^2}{\pi D^2} \right) \frac{1 + 0,78 \lambda}{11 \sqrt{S}},$$

équation dans laquelle B^2 , D , H et S ont les significations déjà définies : λ est le coefficient de largeur moyenne de l'aile de l'hélice, c'est-à-dire le rapport $\frac{l}{R}$ entre la largeur moyenne de l'aile développée l et son rayon R , et A est un coefficient numérique.

Cette équation, qui établit la relation $\frac{N^3}{F}$ au même titre que la formule de Moll, ne présenterait aucun avantage sur cette dernière, si A était, comme le coefficient de la formule de Moll, essentiellement variable, dans des limites très étendues, en passant d'un navire à l'autre. Mais ce qui donne à notre formule son intérêt capital, c'est le fait que le coefficient A correspondant au maximum de $\frac{N}{\sqrt[3]{F}}$ varie très peu quand on passe d'un navire à l'autre, ayant une machine de même type.

Ainsi, avec une erreur ne dépassant pas 2 à 3 pour 100, on peut admettre pour A_{max} les valeurs moyennes suivantes (du moins quand $\frac{H}{D}$ ne descend pas au-dessous de 1, car pour des valeurs de $\frac{H}{D}$ inférieures à cette limite, A paraît diminuer assez rapidement).

Bâtiments à une seule hélice : hélices à quatre ailes déployées.	Machine à pilon	$A_{\text{max}} = 46,3$
	Machine horizontale	$A_{\text{max}} = 44,5$
	Machine horizontale avec cylindres en tandem ..	$A_{\text{max}} = 43,4$
Bâtiments à deux hélices : hélices à quatre ailes déployées.	Machine verticale	$A_{\text{max}} = 47,1$
	Machine horizontale	$A_{\text{max}} = 46,0$

On peut formuler, d'après cela, les remarques suivantes :

1^{re} En ce qui concerne la différence entre les résultats obtenus avec les différents types de machine, elle ne peut s'expliquer que par ce fait, que ces divers types transmettent à l'arbre des fractions différentes de la puissance

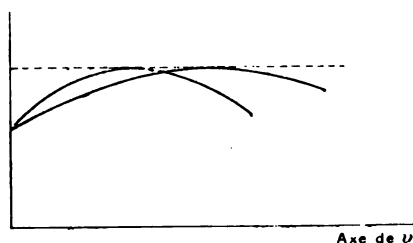
développée dans les cylindres, ou, en d'autres termes, que le rendement propre de ces divers types de machines (des cylindres à l'arbre) est différent. Et il résulterait des chiffres ci-dessus qu'en moyenne la machine verticale donne un meilleur rendement que la machine horizontale ordinaire, et celle-ci un meilleur rendement qu'une machine à cylindres en tandem (types *Tourville*, *Rigault de Genouilly*, etc.) : le rendement propre de la machine verticale étant r , celui de la machine horizontale ordinaire serait, en moyenne, $0,90r$, et celui de la machine en tandem $0,80r$.

2° La résistance à la rotation paraît moindre pour une hélice placée latéralement au navire, que pour la même hélice placée dans l'axe; le rapport des nombres de tours des deux hélices pour une même puissance F serait de $1,02$ ou $1,03$ à 1 .

3° Si l'on passe maintenant de la considération de la valeur maxima de $\frac{N}{\sqrt[3]{F}}$ à celle de sa valeur pour d'autres vitesses que celle qui correspond au maximum, on tombe dans de grandes incertitudes, car la loi de variation de $\frac{N}{\sqrt[3]{F}}$ en fonction de la vitesse est variable d'un navire à l'autre. On se rend aisément compte qu'il en doit être ainsi : les considérations de la similitude mécanique font voir en effet que pour deux navires semblables dans le rapport α , munis d'hélices semblables et de machines satisfaisant aux conditions de la similitude, les courbes des valeurs de $\frac{N}{\sqrt[3]{F}}$ ne diffèrent entre elles que par l'échelle des abscisses, qui sont multipliées par $\sqrt{\alpha}$.

Ceci explique que le maximum de A soit indépendant de la grandeur des

Fig. 3.



navires, mais cela fait voir en même temps que la valeur de v à laquelle correspond ce maximum est, toutes choses égales d'ailleurs, plus élevée pour un grand navire que pour un petit; et, d'autre part, que la courbe s'abaisse moins rapidement pour un grand navire que pour un petit.

Il est évident que, pour avoir la valeur de A correspondant aux grandes vitesses d'un navire moderne, le mieux est de se référer à un navire semblable; mais étant donné qu'en somme $\frac{N}{\sqrt[3]{F}}$ varie peu avec la vitesse (assez

peu pour que, le plus habituellement, on le considère comme constant), nous croyons qu'on ne commettra pas une erreur sensible en se contentant d'adopter pour A des valeurs un peu inférieures au maximum, et nous proposons pour la grande allure des navires modernes à grande vitesse, ayant des hélices à 4 ailes et des machines verticales,

$$\begin{aligned} A &= 45 \dots\dots\dots \text{pour hélice centrale unique,} \\ A &= 46 \dots\dots\dots \text{pour hélices latérales (1).} \end{aligned}$$

Nota. — Je n'ai pas de données pour le cas de l'hélice centrale des navires à 3 hélices, non plus que pour le cas des hélices exceptionnellement immergées.

4° Pour des hélices d'un nombre d'ailes différent de 4, les formules à employer sont les mêmes, à la condition d'attribuer à λ la valeur correspondant à une aile, et de multiplier ensuite les valeurs $\frac{N}{\sqrt[3]{F}}$ trouvées par

$$\begin{aligned} 0,96 \dots\dots\dots & \text{pour une hélice à 6 ailes,} \\ 1,03 \dots\dots\dots & \text{pour une hélice à 3 ailes,} \\ 1,06 \dots\dots\dots & \text{pour une hélice à 2 ailes.} \end{aligned}$$

Cela revient à dire qu'en somme on peut admettre les valeurs suivantes de A pour des navires avec machines verticales.

	Valeur maxima de A.	Valeur de A pour les grandes vitesses.
<i>1° Navires à une seule hélice centrale.</i>		
Hélice à 6 ailes.....	44,4	43,2
Hélice à 4 ailes.....	46,3	45,0
Hélice à 3 ailes.....	47,7	46,3
Hélice à 2 ailes.....	49,0	47,7

2° Navires à hélices jumelles.

Hélices à 6 ailes.....	45,2	44,2
Hélices à 4 ailes.....	47,1	46,0
Hélices à 3 ailes.....	48,5	47,4
Hélices à 2 ailes.....	49,9	48,8

Telles sont, ou à peu près, en résumé, les conclusions de nos études sur les hélices faites en 1887 et 1888.

La seconde Note se terminait par des considérations sur l'avantage des hélices multiples, et par la proposition d'essayer sur un même navire, 6,

(1) Cette indication est plus sûre qu'une autre formule approximative indiquée par nous dans notre Note du 13 janvier 1885.

8 hélices ou plus, clavetées sur 2 ou 3 arbres par groupes en tandem. J'ai rappelé au complet cette partie de ma Note du 15 janvier 1889, dans une Note que j'ai soumise à l'Association technique maritime, *Au sujet des essais d'un bateau de rivière à hélices multiples* (1).

Mes Notes, celle de 1888 comme celle de 1889, exprimaient, presque en termes analogues à ceux de M. Normand, le regret que des expériences méthodiques ne fussent pas entreprises.

« Quelle n'est pas, disais-je, l'importance de cette question, à une époque où l'accroissement des vitesses est, on peut le dire, le problème capital à résoudre? On fatigue parfois machines et chaudières pour obtenir un gain de quelques dixièmes de nœud, qu'on réaliserait sans doute souvent par une modification fort simple du propulseur....

» On objectera que de telles expériences entraîneraient une dépense assez considérable. Mais les résultats sur lesquels on est légitimement en droit de compter sont d'une importance suffisante pour la justifier : d'ailleurs les changements d'hélice qu'on peut être amené à faire sur des bâtiments armés, par suite de calculs primitivement établis sur des données incomplètes, sont eux-mêmes coûteux, et il n'en faudrait pas un grand nombre pour équivaloir à la dépense que nécessiteraient les expériences dont nous parlons. »

Il semble qu'il appartiendrait à l'Association technique maritime de transmettre à M. le Ministre de la Marine un vœu dans ce sens. Quand ce vœu était exprimé il y a douze ans par un jeune sous-ingénieur sans autorité et sans notoriété, on pouvait n'en pas tenir compte; mais quand l'ingénieur illustre qui a détenu pendant longtemps le record de la vitesse sur mer vient déclarer qu'à son avis « il existe certainement beaucoup de navires auxquels un accroissement de surface propulsive donnerait 1 nœud de vitesse maxima en plus par beau temps, etc. », on conçoit de quel intérêt est la question. Pour les calculs d'hélices, on a vécu universellement pendant cinquante ans sur les résultats des recherches de Moll et Bourgois; il semble que la France, qui avait eu l'honneur de ces belles études scientifiques, devrait tenir à n pas laisser à d'autres le soin de les renouveler et de les rajeunir.

(1) *Bulletin de l'Association technique maritime*, n° 11, Session de 1900, p. 261.

DU CHOIX
DES
ÉLÉMENTS DÉTERMINANT LES HÉLICES PROPULSIVES

PERMETTANT LEUR FACILE COMPARAISON ENTRE ELLES,

PAR M. S. DRZEWIECKI,
Ingénieur.

Les hélices propulsives, dont les utilisations sont tant soit peu satisfaisantes, se rapprochent toutes, plus ou moins parfaitement, d'un type idéal commun, dont tout les éléments sont rigoureusement déterminés par les lois générales de la mécanique et de la résistance des fluides, et qui sont liés les uns aux autres par des relations invariables, relations que nous avons exposées dans un travail communiqué au Congrès International d'Architecture et de Construction Navales à Paris, en 1900. Nous avons donné le nom d'*hélice normale* à ce type d'hélice parfaite, déterminée entièrement par le calcul; nous avons montré que toutes ses dimensions géométriques étaient proportionnelles à un des éléments de son fonctionnement, l'*avance par tour*. Il en résulte que, si nous exprimons tous les éléments géométriques d'une aile normale par leur rapport à l'avance par tour, nous obtiendrons *des nombres abstraits, qui seront les mêmes pour toutes les ailes normales sans exception*, quels que soient d'ailleurs le type de bateau auquel elles appartiennent, la vitesse de la marche, le nombre de tours, etc.; les hélices ne différeront que par leur nombre d'ailes. En groupant ces nombres abstraits dans un tableau, ou en les représentant par une épure géométrique, on aura, pour toutes les ailes normales, un seul et même tableau, une seule et même épure, dans lesquels il suffira de prendre comme unité une avance par tour déterminée, pour avoir les dimensions rigoureuses de l'aile normale correspondant à cette avance par tour donnée.

L'aile normale se trouve donc complètement définie par un seul de ses éléments, l'avance par tour.

Pour le calcul des éléments de l'aile normale, nous avons été obligé d'avoir

recours à certaines données d'ordre empirique, basées sur l'expérience et l'observation; aussi les nombres que nous avons trouvés ne représentent-ils qu'une approximation plus ou moins grande de la réalité; on arriverait à une approximation beaucoup plus complète, sinon parfaite, soit par voie d'essais directs d'un grand nombre d'hélices normales, auxquelles on ferait subir de légères modifications successives, soit, plus simplement, par la comparaison entre elles d'un très grand nombre de bonnes hélices existantes, dont les éléments de fonctionnement ont été déterminés par expérience; les hélices ordinaires n'étant que des hélices normales imparfaites, et s'écartant d'autant moins, dans un sens ou dans l'autre, de l'hélice normale (qui représente le type parfait) que leur utilisation est meilleure, il suffira de juxtaposer un très grand nombre de tableaux de bonnes hélices, ou de superposer leurs épures, pour obtenir des moyennes qui se rapprocheront d'autant plus du type idéal de l'hélice normale, que le nombre des comparaisons aura été plus grand, et les hélices choisies plus parfaites. Cette méthode de comparaison donnerait aussi la possibilité de découvrir immédiatement et de déterminer les éléments qui s'écartent de la norme, dans les hélices dont le rendement aura été trouvé défectueux; elle permettrait, en outre, de reproduire rigoureusement, par un simple changement d'échelle, pour des conditions de fonctionnement différentes, des ailes qui auraient donné les meilleures utilisations, soit dans les essais en mer, soit comme modèles au bassin d'expériences.

Nous donnons, ci-après, le Tableau des éléments géométriques des hélices normales, et aussi celui dans lequel sont groupés, de la même façon, ceux d'une hélice ordinaire.

Au lieu de prendre, pour unité des mesures de longueur, l'avance par tour, il est beaucoup plus commode de prendre cette même avance par tour divisée par 2π ; nous appellerons *module* de l'aile cette nouvelle unité, et nous la désignerons par le signe $\mathfrak{M}$. De même que par l'avance par tour, *toute hélice normale est complètement déterminée par son module*. Dans le premier Tableau sont groupés tous les éléments géométriques de l'hélice normale, exprimés par leur rapport au module.

Tableau déterminant les éléments géométriques des hélices normales.

I.	II.	III.	IV.	V.	VI.	VII.	VIII.	$\mathfrak{N} = \bar{X}$.
Rayons des différents points de l'aile. $\frac{\rho}{\mathfrak{N}}$.	$\tan \beta$.	Pas variable $\frac{H}{(\frac{H}{2\pi})\bar{R}}$.	$\tan(\beta - \alpha) = \frac{\rho}{(\frac{H}{2\pi})}$.	Angle $(\beta - \alpha)$.	Angle β .	Angle d'inclinaison α .	Demi-largeur de l'aile $\frac{l}{2\mathfrak{N}}$.	Le nombre d'ailes de l'hélice est donné par les formules : $a = \frac{B^2}{0,06 A^2 U^3}$ $U^2 = \frac{B^2 V^2}{F}$ $B^2 = \bar{X}$ $U = \bar{X}$ ou bien : $V = \bar{X}$ $F = \bar{X}$ (V vitesse en mètres, F puissance en chevaux) ou bien : $a = \frac{FN^2}{0,06 V^2}$
Rayon du moyeu $\frac{r_0}{\mathfrak{N}}$ =	0,5 1,0 1,5	1,139 1,105 1,112	0,439 0,905 1,349	23,43 42,8 53,97	26,34 43,00 56,19	Angle d'incidence constant $\alpha = 23,2^\circ$ $\alpha \parallel \pi$	0,630 0,732 0,615	$B^2 = \bar{X}$ $U = \bar{X}$ ou bien : $V = \bar{X}$ $F = \bar{X}$
Rayon extrême de l'aile . $\frac{r_1}{\mathfrak{N}}$ =	2,0 2,5 3,0	1,128 1,148 1,169	1,773 2,177 2,566	60,34 65,20 68,43	63,46 68,12 71,34		0,511 0,361 0,210	

Les demi-largeurs ont été calculées par la formule :

$$\frac{l}{2\mathfrak{N}} = 0,391 (3z - z^2) \frac{z'}{1 + \mu z} + 0,215;$$

$$z = \tan \beta,$$

$$z' = \cos \beta,$$

$$\mu = 0,08.$$

Dans la première colonne du Tableau ci-dessus, nous avons rangé les rayons ρ (en unités modules) des différents points pris le long de l'aile, et pour lesquels on a relevé les mesures des différents éléments; on voit que le rayon du moyeu r_0 et celui de l'extrémité de l'aile r_1 correspondent exactement à la première et à la dernière des divisions régulièrement espacées le long de l'aile, de 0,5 modules.

La deuxième colonne du Tableau donne les valeurs correspondantes de $\tan \beta$, c'est-à-dire de la tangente de l'angle que fait l'élément de la trajectoire hélicoïdale du point considéré, avec un axe parallèle à l'axe de rotation. On voit que les valeurs de tangente β sont les mêmes que celles de $\frac{\rho}{\partial \kappa}$, puisque $\rho = \frac{V \tan \beta}{2\pi N}$, donc $\frac{\rho}{\partial \kappa} = \tan \beta$.

Les valeurs des angles correspondant à celles des tangentes de la colonne II, et tirées de la Table des tangentes, ont été rangées dans la colonne VI.

Dans la colonne VII, on a indiqué l'angle d'incidence, sous lequel l'élément considéré de l'aile rencontre les filets liquides; dans l'hélice normale cet angle est constant, et égal à $\alpha = 2^\circ 52'$.

Ayant les valeurs successives de l'angle β (colonne VI), et celle de l'angle d'incidence constant (colonne VII), on obtient par simple soustraction la mesure de l'angle $(\beta - \alpha)$, c'est-à-dire de l'angle réel, que fait l'élément de la surface de l'aile avec l'axe de rotation; ces valeurs ont été rangées dans la colonne V du Tableau.

Dans la colonne IV sont inscrites les valeurs respectives des tangentes de ces angles $(\beta - \alpha)$ tirées de la Table des tangentes.

Ces dernières valeurs nous permettent de déterminer facilement le pas de l'aile aux différents points considérés. Lorsque l'incidence de tous les éléments de l'aile est constante, le pas de cette aile est variable le long du rayon. Au lieu de déterminer le pas lui-même $\frac{H}{\partial \kappa}$ (en unité module), il est préférable, surtout au point de vue du tracé, de déterminer directement les valeurs de $\frac{H}{2\pi \partial \kappa}$; ces valeurs s'obtiennent en divisant les nombres de la colonne I par les nombres correspondants de la colonne IV, puisque $\tan(\beta - \alpha) = \frac{\rho}{\left(\frac{H}{2\pi}\right)}$; on a rangé dans la colonne III ces valeurs proportion-

nelles aux pas; elles vont d'abord en diminuant, passent par un minimum aux environs de $\tan \beta = 1$, et augmentent ensuite jusqu'à l'extrémité de l'aile. On remarquera en passant que le rapport $\frac{H}{2\pi \partial \kappa}$ peut s'exprimer par $\frac{H}{\Lambda}$, puisque $\partial \kappa = \frac{\Lambda}{2\pi}$ (Λ étant l'avance par tour); par conséquent l'excé-

dent de $\frac{H}{A}$ sur l'unité, représentera précisément la valeur du recul, rapportée à l'avance par tour; pour les hélices normales le recul est différent pour tous les points de l'aile, sa valeur moyenne sera la moyenne des reculs partiels, soit environ 0,134 de l'avance par tour.

Dans la colonne VIII ont été rangées les valeurs successives des demi-largeurs d'aile (en unité module). Ce sont les intersections rectifiées de la surface de l'aile, par des cylindres ayant pour axes l'axe de rotation, et pour rayons les différents rayons p . Ces demi-largeurs, qui dépendent de la forme d'aile adoptée, ont été calculées, dans le Tableau ci-dessus, par la formule inscrite au bas du Tableau, et qui donne la moyenne arithmétique des valeurs obtenues par les formules III et VII (ces différentes formules sont données dans l'Appendice à la fin de la Note); dans la formule III on a pris les paramètres $p=3$ et $q=0$. Nous avons adopté cette formule, parce qu'elle donne une forme d'aile qui nous paraît la plus convenable; toutefois, si quelque constructeur, se guidant par des considérations personnelles, préférerait adopter pour ses hélices normales une autre forme d'aile qui lui paraîtrait meilleure, il trouverait dans l'Appendice une série de formules, au moyen desquelles il pourrait calculer telle forme d'aile qui lui plairait, soit en employant les formules directement, soit en les combinant entre elles, et faisant varier convenablement les paramètres arbitraires. Seulement, lorsqu'il se sera servi d'une formule autre que celle inscrite dans le Tableau, il conviendra de mentionner dans le Tableau la formule nouvelle, qui aura servi à calculer les demi-largeurs d'aile inscrites dans la colonne VIII.

Quelles que soient les formules au moyen desquelles auront été calculées les valeurs des demi-largeurs d'aile, ces valeurs ne seront justes qu'autant que le nombre d'ailes de l'hélice, ou des hélices, sera rigoureusement celui qu'on trouve par le calcul; autrement il y aurait lieu de faire une correction que nous indiquerons ci-dessous.

Dans la dernière colonne du Tableau, celle qui ne porte pas de numéro d'ordre, en tête se trouve inscrite la valeur du module, $\mathfrak{M} = \underline{X}$; nous avons indiqué par un X souligné le chiffre qui devra être inscrit à la place désignée; c'est la mesure de ce module qui détermine complètement tous les éléments géométriques de l'aile normale donnée. On obtient la mesure du module, en divisant celle de l'avance par tour A par 2π . Le module de l'aile peut être exprimé en n'importe quelle unité de mesure: mètres, pieds, etc.; seulement tous les autres éléments de longueur de l'aile seront aussi exprimés dans la même mesure que le module.

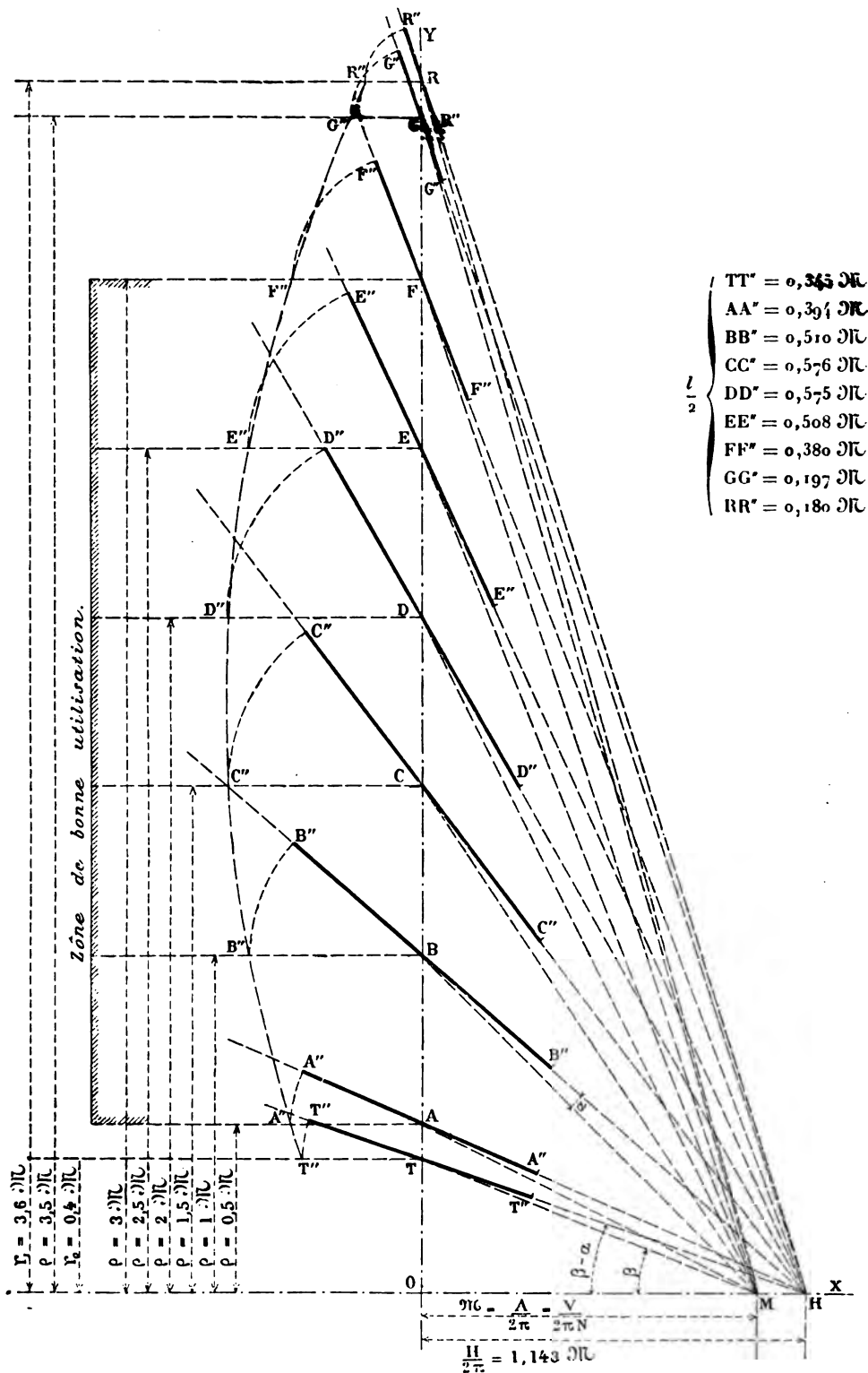
Dans le Tableau précédent, au-dessous de la mesure du module se trouvent placées les formules qui déterminent le nombre d'ailes nécessaire pour la propulsion d'un bateau donnée; ce nombre d'ailes est fonction du maître couple du bateau B^2 , de l'avance par tour de l'hélice A , et du coefficient d'utilisation de la carène U . Dans ces formules, la valeur du maître couple

est exprimée en mètres carrés, l'avance par tour en mètres, et le coefficient d'utilisation U est tiré de la formule donnée au-dessous, et dans laquelle la vitesse V est exprimée en mètres, la puissance F en chevaux indiqués et le maître couple en mètres carrés; ce coefficient d'utilisation ne diffère de celui qui est en usage dans la Marine française que par le facteur 0,5144, par lequel il faudrait multiplier le coefficient M de la Marine pour retrouver U . La deuxième formule qui peut servir à déterminer le nombre d'ailes, a , exprime ce nombre en fonction de la puissance de la machine (en chevaux), du nombre de tours (à la seconde) et de la vitesse (en mètres). Lorsqu'on fait le projet d'un bateau, on peut, d'après les lignes de la carène, déterminer par analogie le coefficient d'utilisation; il est commode alors de se servir de la première formule pour déterminer le nombre d'ailes des hélices. Comme le nombre d'ailes ne peut pas être fractionnaire ni quelconque, on s'arrangera pour donner à l'avance par tour A une valeur telle, que le nombre d'ailes trouvé, a , soit entier, et puisse être réparti en nombres entiers ne dépassant pas 4, en autant de groupes qu'il y a d'hélices. Dans le cas où, pour une raison quelconque, le nombre d'ailes calculé ne pourra pas être réalisé dans la pratique, on sera conduit à modifier les nombres de la colonne VIII, qui déterminent les demi-largeurs d'aile, en les multipliant par le rapport du nombre d'ailes calculé au nombre réel adopté.

La méthode que nous proposons pour la détermination des éléments des hélices facilite aussi le tracé. Ainsi que nous l'avons déjà dit, il n'existe qu'un tracé unique pour toutes les hélices normales; c'est l'échelle seule qui change, d'une hélice à l'autre.

Pour tracer l'épure d'une hélice normale, on commencera par prendre, comme module, une longueur quelconque qui sera déterminée par les dimensions du dessin; prenons par exemple $\mathcal{M} = \frac{1}{2}$ décimètre, toutes les longueurs seront alors exprimées en demi-décimètres; portons la longueur de ce module sur l'axe de rotation OX , du point O au point M (fig. 1). Au point O élevons une perpendiculaire OY à l'axe OX ; sur OY , à partir de O , portons six longueurs égales à $\frac{1}{2}\mathcal{M}$, soit 0^{dm},25, et marquons les points A , B , C , D , E , F ; joignons ces points par des droites au point M ; les angles AMO , BMO , CMO , ..., FMO seront les angles β , dont les valeurs sont portées dans la colonne VI du Tableau; les longueurs OA , OB , OC , ..., OF représentent les valeurs $\frac{\rho}{2R}$ de la colonne I, et aussi les tangentes des angles β de la colonne II; la longueur OA sera le rayon du moyeu de l'hélice, et OF celui de l'extrémité de l'aile. Prenons sur l'axe OX , à partir du point O , des longueurs respectivement égales (à notre échelle) aux nombres inscrits dans la colonne III, cela nous donnera les points A' , B' , C' , ..., F' ; menons les droites AA' , BB' , ..., FF' , ces droites feront respectivement, avec les directions MA , MB , ..., MF , des angles égaux, tous de 2°52', et qui ne sont que l'angle d'incidence constant des ailes normales. On arriverait à la même

Fig. 2. — Hélice ordinaire.



construction par un procédé inverse, en menant par les points $A, B, C, \dots, F$ des droites $AA', BB', \dots, FF'$, faisant avec les droites $AM, BM, \dots, FM$, des angles de $2^{\circ}52'$; on trouverait ainsi les points $A', B', \dots, F'$. Pour tracer la forme de l'aile développée, on mènera par les points $A, B, C, \dots, F$ des perpendiculaires au rayon principal OY , et l'on portera les longueurs $AA', BB', CC', \dots, FF'$, respectivement égales aux nombres de la colonne VIII du Tableau (à l'échelle du dessin), et qui mesurent les demi-largeurs de l'aile à ses différents rayons; la courbe passant par les points $A', B', C', \dots, F'$ déterminera la forme de la surface de l'aile développée; il n'y aura plus qu'à rabattre ces demi-largeurs d'aile sur les droites $AA', BB', CC', \dots, FF'$, en les portant des deux côtés du rayon principal OY , pour avoir en grandeur et en position les coupes rectifiées de la surface de l'aile, à ses différents rayons. On complètera le tracé comme on le fait généralement pour toutes les hélices, c'est-à-dire que l'on déterminera l'épaisseur de l'aile à ses différentes coupes, et l'on tracera par la méthode ordinaire les deux projections du contour de l'aile. Avec notre méthode de détermination des éléments de l'hélice, toute cette construction n'est nécessaire qu'une seule fois, car, pour toutes les hélices normales qu'on aura à tracer par la suite, on n'aura qu'à relever la position des points définitifs à l'échelle du nouveau module, et l'on obtiendra le nouveau tracé, sans avoir besoin d'une nouvelle épure de construction; c'est un des avantages de la méthode.

Il n'est pas inutile de rappeler que, pour les ailes normales à angle d'attaque constant, il est plus simple de tracer, et même de trousseur directement l'aile, comme si elle avait un pas égal à l'avance par tour, puis de la décaler de l'angle d'attaque, $2^{\circ}52'$, en la fixant sur son moyeu.

Tout ce qui a été dit relativement aux hélices normales s'applique aussi aux hélices ordinaires, sauf pour quelques points, que nous allons passer en revue ci-dessous.

Dans l'hélice ordinaire, de même que dans l'hélice normale, il existe une proportionnalité rigoureuse des éléments géométriques de l'aile avec le module, de sorte qu'il est toujours possible d'exprimer ces éléments en nombres abstraits, dont l'unité est le module. Dans l'aile d'hélice ordinaire, le rayon du moyeu et celui de l'extrémité de l'aile ne correspondent pas exactement à la moitié et au triple du module, comme dans l'hélice normale; toutefois, ils sont d'autant plus voisins de ces valeurs que l'hélice est plus parfaite. Dans l'hélice normale, l'incidence est toujours constante, et par conséquent le pas variable; dans l'hélice ordinaire, au contraire, le pas est généralement constant, et par conséquent l'angle d'attaque variable; il existe cependant aussi des hélices ordinaires à pas variable. Lorsque l'incidence est constante, c'est elle qui détermine les pas de l'aile en ses différents points; lorsque c'est, au contraire, le pas ou les différents pas qui sont donnés, les incidences se déduisent par le procédé inverse de celui que nous avons appliqué dans le

Tableau précédent. Dans les hélices ordinaires, les demi-largeurs d'aile ne sont pas calculées par une des formules que nous proposons, mais déterminées par des procédés empiriques sanctionnés par l'usage, et basés sur l'analogie; cependant il est toujours possible, sinon facile, de retrouver, parmi les formules données dans l'Appendice, celle ou celles qui, grâce au choix convenable des paramètres arbitraires, permettront de reproduire, avec une très grande approximation, la courbe de la surface d'aile existante développée; seulement, dans la plupart des cas, il y aura lieu de multiplier par un coefficient commun les nombres trouvés par le calcul pour les demi-largeurs de l'aile, pour retrouver les nombres existants; ce coefficient sera le produit de deux facteurs : le premier sera le rapport du nombre d'ailes calculé au nombre d'ailes réel, et le second dépendra du degré de perfection de l'aile donnée. Jusqu'ici le nombre d'ailes des hélices ne se calculait jamais rigoureusement, ainsi que nous proposons de le faire actuellement; aussi la surface *active* de l'aile déterminée pour être répartie sur le nombre d'ailes calculé devra, pour produire le même effet, être multipliée par le rapport du nombre calculé au nombre existant. Le deuxième facteur du coefficient en question dépend, comme nous venons de le dire, du degré de perfection de l'aile de l'hélice, c'est-à-dire du degré dont les éléments de cette hélice se rapprochent de ceux de l'aile normale : pour l'aile normale, ce facteur serait l'unité. Dans les hélices ordinaires, l'angle d'attaque n'étant pas constant, les incidences des différentes parties de l'aile s'écartent, plus ou moins, de l'incidence optimum, pour laquelle l'utilisation est la plus élevée; aussi la surface active de l'aile devra-t-elle être plus grande ou plus petite que la normale, suivant que la résultante (et non pas la moyenne) des différentes incidences sera plus petite ou plus grande que l'incidence optimum. Il faudra toujours tendre à avoir ce second facteur du coefficient aussi rapproché que possible de l'unité.

Dans le Tableau ci-contre nous avons groupé les éléments d'une hélice ordinaire, en les exprimant, comme dans le Tableau précédent, par leurs rapports avec le module; tous les nombres en chiffres gras sont ceux qui sont donnés par la mesure directe, et qui varient avec les différentes hélices.

Tableau des éléments géométriques d'une hélice ordinaire.

I.	II.	III.	IV.	V.	VII.	VIII.	IX.
Rayons des différents points de l'aile.	$\tan \beta$.	$\frac{R}{2\pi \frac{r_0}{\rho}}$ Constant. Variable.	$\frac{1}{\rho} \left(\frac{r_0}{\rho} - \alpha \right)$	Angle $(\rho - \alpha)$.	Angle ρ .	Incidence $\alpha = (\rho - \alpha) - \rho$.	Demi-largeurs $\frac{1}{2} \frac{\partial \mathcal{M}}{\partial l}$.
Rayon du moyeu $\frac{r_0}{\rho} = 0,4$	0,4	"	"	$0,350$ $19,18'$	$21,48'$	$2,30'$	0,345
Limites de la longueur de l'aile entre lesquelles l'utilisation est la meilleure.	0,5	"	"	0,438	23,41	2,53	0,394
	1,0	"	"	0,875	41,12	3,48	0,510
	1,5	"	"	1,312	52,42	3,37	0,576
	2,0	"	"	1,750	60,18	3,8	0,575
	2,5	"	"	2,187	65,26	2,46	0,508
Rayon extérieur $\left. \begin{matrix} \frac{r_1}{\rho} = \\ \text{de l'aile.} \end{matrix} \right\} \frac{\rho}{\partial \mathcal{M}}$	3,0	4,143	"	2,625	69,9	2,25	0,380
	3,5	"	"	3,062	71,56	2,8	0,497
	3,6	"	"	3,150	72,24	2,5	0,462
	4,0	"	"	"	"	Incidence résultante:	
	4,5	"	"	"	"	$\alpha_r = \frac{\Sigma(\alpha \cdot \rho^2 \cdot l)}{\Sigma(\rho^2 \cdot l)}$	
Pour déterminer le coefficient d'approximation, il faut diviser 1,6 par ces rapports: on aura le coefficient	5,0	"	"	"	"	$= 2^\circ 40'.$	

On retrouve les demi-largeurs de la colonne IX en les calculant par la formule ci-dessous:

$$\frac{l}{2\partial \mathcal{M}} = \frac{5p(z_1 - z_2) - 4(z_1^2 - z_2^2) + 10q(z_1^2 - z_2^2)}{104} \times \frac{z'}{1 + \mu z} \times (p z^2 - z^2 + q);$$

dans cette formule

$$z = \tan \beta, \quad z_0 = 0,4, \quad z_1 = 3,6, \quad p = 3,8, \quad q = 2, \quad \mu = 0,08, \quad z' = \cos \beta.$$

Pour arriver aux nombres de la colonne IX il faut multiplier $\frac{l}{2\partial \mathcal{M}}$ par le coefficient de réduction $C = 1,6$.

Le nombre d'ailes existant est 4.

Le nombre d'ailes calculé est

$$\alpha = \frac{B^2}{A^2 U^{3,0,06}}; \quad B^2 = 22,49 \quad A = 3^{0,989}, \quad U = 4,6,$$

d'où $\alpha = 5,8$.

Le rapport du nombre d'ailes nécessaire au nombre existant est $\frac{5,8}{4}$.

L'incidence résultante (col. VIII-IX) a été trouvée $2^\circ 40'$ au lieu de $2^\circ 52'$; le rapport est donc

$$\frac{2,86}{2,68}.$$

Pour déterminer le coefficient d'approximation, il faut diviser 1,6 par ces rapports: on aura le coefficient

$$\Delta = \frac{1,6 \times 4 \times 2,68}{5,8 \times 2,86} = 1,034.$$

Dans la première colonne du Tableau ci-dessus, on a rangé, comme dans le Tableau précédent, les valeurs consécutives des rayons $\frac{\rho}{\mathcal{R}}$, régulièrement espacés de 0,5 module; seulement, au lieu d'arrêter la colonne de ces points équidistants de l'aile au rayon $\frac{\rho}{\mathcal{R}} = 3,0$, qui correspond au rayon extrême de l'aile normale, on a continué jusqu'à $\frac{\rho}{\mathcal{R}} = 5,0$, pour la raison qu'il peut arriver, dans la pratique, que le rayon extrême de l'aile dépasse sa valeur normale, et même que, dans certaines conditions exceptionnelles, il atteigne ces limites, peu avantageuses, du reste, au point de vue du rendement. Dans le cas de petites embarcations principalement, lorsque l'emploi de deux arbres d'hélice n'est pas possible, et que les dimensions du moteur exigent un nombre de tours très considérable, le nombre d'ailes étant limité à un maximum de quatre, il est indispensable, pour arriver à une dimension de surface active suffisante, d'exagérer les longueurs d'aile bien au delà de la limite rationnelle; on arrive ainsi quelquefois à donner au rayon de l'aile 4,0, 4,5 et même 5,0 fois la longueur du module. Nous croyons que, dans des cas analogues, il serait beaucoup plus avantageux, au point de vue du rendement, de multiplier le nombre d'ailes sur le même arbre, en les groupant en deux ou même trois hélices espacées le long du même arbre, comme sur la *Turbina*, ou bien en les disposant par groupes de deux ailes opposées l'une à l'autre, placés les uns derrière les autres, sur le même arbre, décalées d'un angle constant, de façon à former une contre-hélice, pour que les ailes ne se suivent pas dans les sillages les unes des autres. Sur le Tableau ci-dessus on remarquera un encadrement qui limite tous les éléments de l'aile à une longueur de rayon comprise entre les valeurs 0,5 et 3,0 modules; c'est la zone de bonne utilisation, qu'il n'est pas avantageux de dépasser ni dans un sens ni dans l'autre. L'hélice dont nous avons inscrit les éléments dans le Tableau, à titre d'exemple, n'est pas dans ce cas, car le rayon du moyeu, qui est $\frac{r_0}{\mathcal{R}} = 0,4$, et le rayon extrême de l'aile $\frac{r_1}{\mathcal{R}} = 3,6$, se trouvent en dehors des limites du cadre.

Les nombres en chiffres gras dans le Tableau sont ceux qui ne sont pas calculés, soit une fois pour toutes, soit d'après les données relevées, mais sont relevés directement sur l'hélice ou sur le tracé de l'hélice dont on détermine les éléments. Ainsi, dans la première colonne il y a deux nombres en chiffres gras : ce sont les valeurs correspondant au rayon du moyeu et à celui de l'extrémité de l'aile, et qui ont été intercalées entre les valeurs des rayons correspondant aux points équidistants, qui servent pour tous les tableaux indistinctement.

La colonne II contient les tangentes de l'angle β , comme dans le Tableau précédent, et dont les valeurs sont les mêmes que celles de $\frac{\rho}{\mathcal{R}}$.

Dans les colonnes III et IV, on trouve les valeurs de $\frac{H}{2\pi \mathcal{N}}$, proportionnelles au pas de l'aile; lorsque le pas est constant, sa valeur se met dans la colonne III, comme dans notre Tableau, où cette valeur est en chiffres gras, comme directement relevée; lorsque, au contraire, le pas est variable le long de l'aile, on inscrit, dans la colonne IV, les valeurs de $\frac{H}{2\pi \mathcal{N}}$, correspondant au rayon, comme il a été fait dans le Tableau de l'hélice normale; seulement pour cette dernière les valeurs du pas ont été déduites de l'incidence constante, tandis que pour les hélices ordinaires, dont l'incidence n'est pas rigoureusement constante, il y aura lieu de relever ces valeurs soit sur l'hélice elle-même, soit sur son plan de construction; ces chiffres devront être inscrits en chiffres gras dans le Tableau.

La colonne V contient les valeurs des tangentes des angles $(\beta - \alpha)$, qui sont, comme nous l'avons déjà montré, égales à $\frac{\rho}{\left(\frac{H}{2\pi}\right)}$, et qui s'obtiennent

par la division des nombres de la colonne I par ceux de la colonne III, dans le cas du pas constant, et de la colonne IV, dans celui du pas variable.

La colonne VI donne les valeurs correspondant aux angles $(\beta - \alpha)$, tirées de la table des tangentes.

Dans la colonne VII sont rangées les valeurs des angles β correspondant à celles des tang β , de la colonne II, et tirées de la Table des tangentes; on remarquera qu'à l'exception des angles correspondant à r_0 et r_1 , tous les autres sont toujours les mêmes, et peuvent être inscrits une fois pour toutes dans le Tableau, ainsi que les valeurs des tangentes correspondantes de la colonne II; aussi a-t-on continué cette colonne jusqu'à l'angle correspondant à tang $\beta = 5,0$.

Les incidences α , qui s'obtiennent en prenant la différence des angles $(\beta - \alpha)$ (col. VI) et des angles β (col. VII), sont inscrites dans la colonne VIII; ce sont les incidences sous lesquelles les différents éléments de la surface de l'aile rencontrent les filets liquides. Le travail moteur absorbé par chacune des zones de l'aile, de longueur l , et située à une distance ρ de l'axe de rotation, sera proportionnel à l'incidence α (pour ces petites incidences, la loi de proportionnalité directe est absolument rigoureuse), au carré de la vitesse et par conséquent au carré du rayon, et enfin à la longueur de la bande de même incidence; il s'ensuit que, pour chaque zone d'égale incidence, le travail moteur absorbé sera proportionnel au produit $\alpha \cdot \rho^2 \cdot l$; si l'on divise la somme de ces produits, $\Sigma \cdot \alpha \cdot \rho^2 \cdot l$, par la somme des produits des carrés des rayons multipliés par les largeurs des bandes, $\Sigma \cdot \rho^2 \cdot l$, on obtiendra une incidence résultante constante, α_r , qui pourra remplacer chacune des incidences partielles des différents éléments de l'aile, sans changer la valeur du travail moteur total absorbé. Il en résulte que toute aile d'hélice à pas constant, et

par conséquent à incidences variables, pourra être toujours remplacée par une aile de mêmes dimensions, mais dont tous les éléments auront une incidence constante, qui sera la résultante des incidences variables de la première aile; ces deux ailes seront rigoureusement équivalentes. Pour trouver la valeur de cette incidence résultante, il suffit de prendre la somme des produits des incidences partielles (col. VIII) par les demi-largeurs d'aile (col. IX) et par les carrés des rayons (col. I), et de la diviser par la somme des produits des demi-largeurs par les carrés des rayons. Dans notre Tableau, ce calcul est effectué pour l'incidence résultant de l'aile donnée $\alpha_r = 2^\circ 40'$, valeur qui est inscrite au bas de la colonne VIII; notre aile, par conséquent, pourrait être remplacée par une autre, équivalente, dont l'incidence constante serait $\alpha = 2^\circ 40'$, ce qui est un peu plus faible que notre incidence optimum de $2^\circ 52'$.

Cette méthode, pour réduire rigoureusement les incidences variables en incidence constante, est très commode pour la comparaison des hélices entre elles.

Dans la colonne IX, on a rangé les nombres correspondant aux demi-largeurs d'aile $\frac{l}{2\mathcal{R}}$, relevés directement; c'est pourquoi ces nombres sont en chiffres gras. Il a été possible, après quelques tâtonnements, de retrouver, parmi les différentes formules réunies dans l'Appendice, une d'entre elles qui, grâce aux choix heureux des paramètres arbitraires p et q , reproduit, aussi exactement que possible, les valeurs de $\frac{l}{2\mathcal{R}}$ relevées sur notre hélice; mais il faut multiplier les valeurs, calculées au moyen de cette formule, par un coefficient de réduction $C = 1,6$. Dans la formule qui a servi à calculer les demi-largeurs, on a désigné, par abréviation, $\tan \beta$ par z , et, conséquemment, $\tan \beta_0$ et $\tan \beta_1$, qui correspondent à r_0 et r_1 , respectivement par z_0 et z_1 .

Les différentes valeurs du facteur $\frac{z'}{1 + \mu z}$, qui se répète dans toutes les formules servant à calculer $\frac{l}{2\mathcal{R}}$, ont été calculées une fois pour toutes, et leurs logarithmes se trouvent rangés dans la dernière ligne du bas de l'Appendice.

En tête de la dernière colonne du Tableau se trouve inscrite la valeur du module de l'hélice donnée $\mathcal{R} = 0^m, 632$; ce nombre est en chiffres gras, car il est déterminé par l'avance par tour, relevée pour l'hélice donnée.

Le nombre d'ailes nécessaire à cette hélice pour propulser un bateau de $B^2 = 22,49$ mètres carrés de maîtresse section immergée, avec une avance par tour $A = 3^m, 969$, et avec une utilisation $U = 1,6$, a été calculé par la formule $\alpha = \frac{B^2}{A^2 \cdot U^3 \cdot 0,06} = 5,8$.

Comme l'hélice existante n'a que 4 ailes, au lieu de 5,8 que donne le calcul, il faut évidemment que les demi-largeurs d'aile calculées soient multipliées par

le rapport $\frac{5,8}{4} = 1,45$, pour pouvoir se rapporter aux demi-largeurs existantes; mais nous avons trouvé que ce n'est pas par 1,45, mais par 1,6 qu'il fallait multiplier les chiffres calculés pour arriver aux chiffres existants; cette différence tient à ce que l'incidence résultante de notre aile a été trouvée de $2^{\circ}40'$, au lieu de $2^{\circ}52'$; il s'ensuit qu'il faut encore multiplier les chiffres calculés pour $\frac{l}{2\pi R}$ par le rapport des deux incidences, qui est de $\frac{2,86}{2,68}$; après avoir effectué ces opérations successives, on trouve que les chiffres calculés pour $\frac{l}{2\pi R}$ devront être multipliés par un coefficient de réduction $\frac{5,8 \times 2,86}{4 \times 2,68} = 1,547$, tandis que celui que nous avons été obligé de prendre pour arriver à faire concorder le calcul avec la réalité était de 1,6; par conséquent le rapport de ces deux coefficients, qui est de $\frac{1,6}{1,547} = 1,034$, donnera la mesure de l'approximation avec laquelle la surface active de notre aile se rapporte à son incidence résultante. Nous appellerons ce dernier coefficient : *coefficient d'approximation*, et nous le désignerons par Δ ; il jouera, dans la comparaison des hélices, le même rôle que l'incidence résultante. Pour toute aile rationnellement établie, c'est-à-dire pour laquelle la surface active se rapporte rigoureusement à l'incidence résultante, le coefficient d'approximation sera égal à l'unité; il en sera de même pour toute hélice normale.

De l'inspection du Tableau dans lequel sont groupés tous les éléments de notre hélice on peut conclure : que l'hélice en question se rapproche beaucoup de celle qui serait rationnellement établie pour les dimensions données, mais que l'utilisation est faible, à cause même du choix de ces dimensions. En effet :

- 1° Le nombre d'ailes devrait être porté à 6, réparties sur deux hélices;
- 2° Le rayon extrême de l'aile réduit à 3 modules;
- 3° Le rayon du moyeu porté à 0,5 du module;
- 4° Le pas devrait être tel que l'incidence résultante soit de $2^{\circ}52'$, ou bien, ce qui vaudrait mieux, l'incidence de l'aile devrait être constante, et égale à l'incidence optimum $2^{\circ}52'$;
- 5° Enfin, les demi-largeurs d'aile devraient être calculées par une formule, qui donnerait une forme d'aile plus large dans le bas, à l'endroit où le coefficient de rendement de la surface active est maximum.

Ces conditions sont précisément celles de l'hélice normale.

Le tracé de l'épure de l'hélice ordinaire se fait aussi simplement et même plus simplement encore que celui de l'hélice normale; la *fig. 2* représente le commencement du tracé de l'hélice de notre Tableau, amené au même point que le tracé de l'hélice normale de la *fig. 1*.

Il peut arriver parfois que, dans un propulseur, le nombre d'ailes donné par le calcul soit de beaucoup supérieur à celui qu'il est matériellement possible d'adopter dans la pratique; ces cas, rares autrefois, lorsque les hélices tournaient lentement, deviennent de plus en plus fréquents, à mesure que se répand l'usage des moteurs tournant à un grand nombre de tours, tels que, par exemple, les moteurs à explosion pour les petites embarcations, et les turbines à vapeur pour les bateaux rapides; alors l'avance par tour et conséquemment le module devenant très petits, le rayon de l'aile diminue considérablement, et en revanche le nombre d'ailes nécessaire à la propulsion croît dans une forte proportion; aussi n'est-il pas toujours possible de répartir ce grand nombre d'ailes en un assez grand nombre de groupes le long des arbres des moteurs, ainsi que l'on a fait pour la *Turbinia* et la *Viper*. On se voit alors obligé d'augmenter les rayons des ailes au delà de la limite de bonne utilisation, qui est, ainsi que nous l'avons vu, de trois modules; on arrive ainsi à donner aux ailes des rayons qui atteignent jusqu'à cinq fois leur module; cette augmentation, qui réduit un peu le rendement du propulseur, a pour avantage de diminuer considérablement le nombre des ailes nécessaires à la propulsion. En effet, si l'on calcule les valeurs des demi-largeurs spécifiques, au moyen de la formule VII (Appendice), en prenant pour le rayon du moyeu une valeur constante $r_0 = 0,5 \mathcal{M}$, et pour les rayons extrêmes, successivement, des valeurs croissantes depuis $r_1 = 3 \mathcal{M}$ jusqu'à $r_1 = 5 \mathcal{M}$, en augmentant chaque fois de $0,25 \mathcal{M}$, on trouve la série de valeurs décroissantes, que nous avons rangées dans le Tableau placé au bas de l'Appendice; on voit que ces demi-largeurs spécifiques diminuent à mesure qu'augmentent les rayons; mais, comme nous avons admis que pour une aile normale, dont le rayon est de 3 modules, la demi-largeur spécifique était $\frac{l}{2 \mathcal{M}} = 0,435$ (formule VII), nous pouvons conserver ce même rapport de la largeur à la longueur, et pour les ailes de plus grand rayon; ce rapport, qui est de $\frac{0,435}{3} = 0,145$, peut être obtenu en multipliant les demi-largeurs spécifiques calculées, pour chaque longueur de rayon, par un coefficient de réduction, que l'on trouve en divisant le rapport normal, 0,145, par le rapport de la demi-largeur spécifique calculée pour chaque rayon au rayon correspondant. Ces coefficients de réduction, pour des rayons variant de $r_1 = 3 \mathcal{M}$ à $r_1 = 5 \mathcal{M}$, ont été rangés dans la dernière ligne du Tableau de la fin. Il résulte de ce qui précède qu'une aile d'un rayon plus grand que l'aile normale, et dans laquelle la demi-largeur spécifique constituerait la même fraction du rayon que pour l'aile normale, aurait une surface active équivalente à celle de l'aile normale, multipliée par le coefficient de réduction, puisque sa largeur spécifique calculée (et qui correspondait à celle de l'aile normale) a été multipliée par ce même coefficient; par conséquent la surface active totale des ailes, divisée par celle

de l'aile élargie, donnera un nombre d'ailes d'autant plus petit que les ailes auront été plus élargies par rapport à leur largeur calculée; ainsi, par exemple, une aile, dont le rayon serait de 4 modules, devrait normalement avoir une demi-largeur spécifique $\frac{l}{2\mathcal{R}} = 0,183$, ainsi que le montre le

Tableau de la fin; mais, pour conserver à cette aile le même rapport de largeur à la longueur que l'aile normale, il faut multiplier cette demi-largeur spécifique par le coefficient de réduction 3,171, correspondant au rayon 4; nous aurons alors une aile, dont la surface active équivaudra à 3,171 ailes normales, et par conséquent le nombre total d'ailes nécessaire à la propulsion devra être 3,171 fois plus petit que le nombre normalement calculé. Ainsi pour un rayon de 5 modules le nombre d'ailes est réduit huit fois.

Tout ce qui vient d'être dit pour la largeur spécifique s'applique aussi à toutes les autres formes d'ailes équiactives, dont les demi-largeurs auront été calculées par une quelconque des formules données dans l'Appendice.

Nous avons donc là un moyen facile et pratique de diminuer le nombre des ailes d'un propulseur, lorsque les circonstances ne permettent pas d'avoir le nombre d'ailes qu'indique le calcul dans les conditions normales.

A titre d'exemple, prenons le cas d'une petite embarcation mue par un moteur à pétrole développant sur l'arbre 8 chevaux effectifs, et tournant à 600 tours à la minute, la vitesse prévue étant 8,5 nœuds; le nombre d'ailes nécessaire à la propulsion est, ainsi que nous l'avons vu, $\alpha = \frac{F \cdot N^2}{0,06 V^2}$,

F étant le nombre de chevaux indiqués; donc, dans le cas actuel $F = \frac{8}{0,85} = 9,4$,

N (nombre de tours à la seconde) = 10, V (vitesse en mètres) = 4,4; on

aura ainsi $\alpha = \frac{9,4 \cdot 10^2}{0,06 \cdot 4,4^2} = 9,5$ ailes; mais comme pour notre embarcation le

nombre d'ailes est pratiquement limité à 4, il faudra prendre comme coefficient de réduction le rapport $\frac{9,5}{4} = 2,4$, qui correspond à une aile dont le

rayon serait de 3,75 modules; nous adopterons donc pour notre hélice ce rayon, ce qui conservera un rapport normal entre la largeur et la longueur de l'aile. Le module étant égal à l'avance par tour divisée par 2π , nous

aurons pour le cas présent $\mathcal{R} = \frac{V}{2\pi N} = 0^m,07$, et par conséquent le rayon

extrême de l'aile sera $r_1 = 3,75 \times 0,07 = 0,262$, et celui du moyeu $r_0 = 0,5\mathcal{R} = 0,035$; pour calculer les demi-largeurs, on choisira, parmi les formules données dans l'Appendice, celle qui donnera la forme d'aile la plus convenable, et l'on multipliera les demi-largeurs calculées par le coefficient de réduction 2,4, que nous avons adopté; on aura ainsi tous les éléments du propulseur.

Comme second exemple, prenons le cas d'un torpilleur construit pour une

vitesse de 13^m, mû par deux turbines à vapeur système Rateau, développant 1200 chevaux effectifs chacune, en tournant à 1800 tours à la minute; le nombre d'ailes, comme précédemment, est déterminé par la formule $a = \frac{F.N^2}{0,06.V^2}$; $F = \frac{2400}{0,85} = 2800$, $N = 30$, $V = 13$, on trouve $a = 113$ ailes; mais comme il n'est possible de répartir que 12 ailes sur les deux arbres, nous adopterons comme coefficient de réduction le rapport $\frac{113}{12}$, soit 10; ce coefficient étant supérieur à celui qui correspond à une longueur de rayon de 5 modules, rayon qu'il n'est pas avantageux de dépasser, nous adopterons pour le rayon des ailes ce chiffre limite de 5 modules, et nous aurons des ailes un peu plus larges que celles qui auraient un rapport normal de la largeur à la longueur. Le module de notre aile étant $\mathcal{M} = 0,07$, son rayon sera $r_1 = 5\mathcal{M} = 0,35$, et le rayon du moyeu aurait dû être $r_0 = 0,035$, mais à cause de l'épaisseur même de l'arbre, il ne peut être inférieur à $r_0 = 0,07$; on calculera, au moyen d'une des formules de l'Appendice, convenablement choisie, les demi-largeurs de l'aile, en donnant à r_1 la valeur 0,350 et à r_0 celle de 0,070, et l'on multipliera les valeurs obtenues par le coefficient de réduction adopté, qui est de 10; on aura ainsi tous les éléments de l'aile; on répartira ces ailes, au nombre de 12, en un nombre de groupes convenable, le long des deux arbres d'hélices.

Maintenant que nous possédons une méthode aussi simple que rigoureuse pour la comparaison des différentes hélices entre elles, il serait facile et désirable de faire passer par ce critérium le plus grand nombre d'hélices possible, en les choisissant parmi celles dont l'utilisation a été trouvée la meilleure, et de déduire, pour toutes, les valeurs de l'incidence résultante et le coefficient d'approximation; la moyenne des valeurs ainsi trouvées montrerait si l'incidence optimum que nous avons adoptée (2°52'), et le coefficient λ , qui entre dans les formules servant à calculer les demi-largeurs d'aile, et qui détermine la valeur du coefficient d'approximation Δ , ont été convenablement choisis, et s'il n'y aurait pas lieu de les modifier dans un sens ou dans l'autre, suivant les indications des moyennes tirées de ces comparaisons.

En vue de l'intérêt très grand que présente la question, et de la facilité que, grâce à la méthode que nous venons d'exposer, offre actuellement sa réalisation, il serait au plus haut degré désirable que l'adoption universelle de cette méthode pour la détermination des éléments des hélices propulsives permit aux ingénieurs et aux constructeurs de réunir le plus grand nombre possible de renseignements de provenances diverses, afin d'arriver, comme nous l'avons montré, au type de l'hélice parfaite, facilement calculable pour toutes les conditions de fonctionnement.

Schéma des indications à donner pour pouvoir dresser le Tableau de détermination des éléments d'une hélice propulsive.

I.	II.	III.	IV.
$\frac{p}{2\pi R}$	Pas $\frac{H}{2\pi R}$	DEMI-LARGEURS DE L'AILE $\frac{l}{2R}$	Donner la mesure du module $2R = \frac{V}{2\pi N}$. Indiquer le nombre d'ailes existant $a' =$ Pour permettre de déterminer le nombre d'ailes nécessaire $a :$ Indiquer la surface du mâtte couple immergé..... $B^2 =$ La valeur du coefficient d'utilisation $U =$ <i>Remarque :</i> Pour déterminer U, on prendra la vitesse V en mètres ; $U = M.0,5144$. M est le coefficient d'utilisation adopté par la Marine française lorsque la vitesse est donnée en nœuds. $M = \frac{V}{\sqrt[3]{B^2}}$ Si l'on n'a pas la valeur de U, donner les valeurs de la puissance de la machine en chevaux indiqués..... $F =$ et la vitesse V, ou le nombre N de tours à la seconde.
0,5			
1,0			
1,5			
2,0			
2,5			
3,0			
3,5			
4,0			
4,5			
5,0			

Dans la colonne I, intercaler, entre les nombres consécutifs correspondants de $\frac{p}{2\pi R}$, les valeurs du rayon du moyeu $\frac{r_0}{2\pi R}$ et du rayon extrême de l'aile $\frac{r_1}{2\pi R}$.

Dans la colonne II, inscrire la valeur du pas $\frac{H}{2\pi R}$ si le pas est constant, et, pour les pas variables, dans la colonne III, les valeurs du pas $\frac{H}{2\pi R}$ correspondant à chacune des valeurs de $\frac{p}{2\pi R}$ depuis $\frac{r_0}{2\pi R}$ jusqu'à $\frac{r_1}{2\pi R}$ inclusivement.

Dans la colonne IV, inscrire les valeurs de $\frac{l}{2R}$ correspondant aux différents rayons $\frac{p}{2\pi R}$, depuis $\frac{r_0}{2\pi R}$ jusqu'à $\frac{r_1}{2\pi R}$ inclusivement.

Pour l'hélice normale indiquer les valeurs :

du module..... $2R =$
du nombre d'ailes..... $a' =$
du mâtte couple..... $B^2 =$
de l'utilisation..... $U =$
ou bien de la puissance..... $F =$
et { de la vitesse..... $V =$
ou du nombre de tours..... $N =$

APPENDICE.

FORMULES POUR LE CALCUL DES VALEURS DES DEMI-LARGEURS D'AILE POUR LES HÉLICES ORDINAIRES ET LES HÉLICES NORMALES.

Équation générale :

$$\frac{l}{2\partial\bar{l}} = \frac{5,2}{\int_{z_0}^{z_1} \varphi(z) \cdot z \cdot dz} \frac{z'}{1 + \mu z} \varphi(z),$$

z , z_0 et z_1 sont les désignations abrégées de $\tan\beta$, $\tan\beta_0$ et $\tan\beta_1$; $z' = \cos\beta$; μ est le rapport des deux composantes de la résistance de l'eau; $\mu = 0,08$.

Hélice ordinaire :

I. $\varphi(z) = z + p$; p , paramètre arbitraire.

$$\frac{l}{2\partial\bar{l}} = \frac{31,2}{z(z_1^2 - z_0^2) + 3p(z_1^2 - z_0^2)} \frac{z'}{1 - \mu z} (z + p);$$

$$\frac{l}{2\partial\bar{l}} = \frac{20,8}{(z_1^2 - z_0^2) + 2p(z_1^2 - z_0^2)} \frac{z'}{1 + \mu z} (z^2 + p);$$

III. $\varphi(z) = pz - z^2 + q$; $p \geq z_1$; q paramètre arbitraire.

$$\frac{l}{2\partial\bar{l}} = \frac{62,4}{4p(z_1^2 - z_0^2) - 3(z_1^4 - z_0^4) + 6q(z_1^2 - z_0^2)} \frac{z'}{1 + \mu z} (pz - z^2 + q);$$

IV. $\varphi(z) = pz^2 - z^3 + q$; $p \geq z_1$; q arbitraire.

$$\frac{l}{2\partial\bar{l}} = \frac{104}{5p(z_1^2 - z_0^2) - 4(z_1^4 - z_0^4) + 10q(z_1^2 - z_0^2)} \frac{z'}{1 + \mu z} (pz^2 - z^3 + q);$$

V. $\varphi(z) = \sqrt{z_1 z - z^2}$.

$$\frac{l}{2\partial\bar{l}} = \frac{83,2}{\pi z_1^2 + z_1(z_1 - z_0)Z + 6Z^2 - \frac{\pi z_1^2}{360} \arcsin \frac{2(z_1 - 2z_0)Z}{z_1^2}} \frac{z'}{1 + \mu z} \sqrt{z_1 z - z^2};$$

$$[Z = \sqrt{z_1 z_0 - z_0^2}].$$

Hélice normale :

$$\frac{l}{2\partial\bar{l}} = \frac{31,2}{53,75 + 26,25p} \frac{z'}{1 + \mu z} (z + p).$$

II. $\varphi(z) = z^2 + p$.

$$\frac{l}{2\partial\bar{l}} = \frac{20,8}{80,94 + 17,5p} \frac{z'}{1 + \mu z} (z^2 + p).$$

q paramètre arbitraire.

$$\frac{l}{2\partial\bar{l}} = \frac{62,4}{107,5p - 242,81 + 52,5q} \frac{z'}{1 + \mu z} (pz - z^2 + q).$$

$$\frac{l}{2\partial\bar{l}} = \frac{104}{404,69p - 971,87 + 87,5q} \frac{z'}{1 + \mu z} (pz^2 - z^3 + q).$$

$$\text{VI. } \varphi(z) = \sqrt{(z_1 - z_0)z - z^2 - z_1 z_0}.$$

$$\frac{l}{2 \partial \mathcal{L}} = \frac{83,2}{\pi(z_1 - z_0)^2(z_1 + z_0)} \frac{z'}{1 + \mu z} \sqrt{(z_1 - z_0)z - z^2 - z_1 z_0}; \quad \frac{l}{2 \partial \mathcal{L}} = 1,2 \frac{z'}{1 + \mu z} \sqrt{2,58 - z^2 - 1,5}.$$

$$\text{VII. Largeur spécifique constante : } y = \sqrt{z^2 + 1 + z},$$

$$\begin{cases} y_0 = \sqrt{z_0^2 + 1 + z_0}, \\ y_1 = \sqrt{z_1^2 + 1 + z_1}. \end{cases}$$

$$\frac{L}{2 \partial \mathcal{L}} = \frac{83,2}{\frac{1}{4} \left(y_1^4 - y_0^4 - \frac{1}{y_1^2 - y_0^2} \right) + \frac{2}{3} \left(y_1^2 - y_0^2 + \frac{1}{y_1^2 - y_0^2} \right) + 2 \left(y_1 - y_0 + \frac{1}{y_1 - y_0} \right) - 2 \mu \frac{1}{y_0}}; \quad \frac{L}{2 \partial \mathcal{L}} = 0,43.$$

$$\text{VIII. Fraction de pas constante.}$$

$$\frac{f}{\partial \mathcal{L}} = \frac{104}{0,4(z_1^2 - z_0^2) - 4(z_1^2 - z_0^2) + 120,8(z_1^2 - z_0^2) - 47,88(z_1 - z_0) + 95,60 \frac{1 + 0,05 z_1}{1 + 0,05 z_0}}; \quad \frac{f}{\partial \mathcal{L}} = 0,42.$$

$$\frac{l}{2 \partial \mathcal{L}} = \frac{f}{\partial \mathcal{L}} \frac{1}{2 z'}.$$

— 91 —

Valeurs successives de $\log \frac{z'}{1 + \mu z}$ pour les valeurs croissantes de z depuis 0,5 à 5.

$z = \dots\dots\dots$	0,5	1,0	1,5	2,0	2,5	3,0	3,5	4,0	4,5	5,0
$\log \frac{z'}{1 + \mu z} = \dots$	1,9345	1,8161	1,6948	1,5860	1,4907	1,4065	1,3316	1,2641	1,2026	1,1461

Valeurs des demi-largeurs spécifiques $\frac{L}{2 \partial \mathcal{L}}$, calculées pour des ailes de rayons plus grands que $r_1 = 3 \mathcal{L}$, prenant $r_0 = 0,5 \mathcal{L}$.

Rayons $\frac{r_1}{\partial \mathcal{L}} = \dots\dots\dots$	3,00	3,25	3,50	3,75	4,00	4,25	4,50	4,75	5,00
$\frac{L}{2 \partial \mathcal{L}} = \dots\dots\dots$	0,435	0,343	0,273	0,223	0,183	0,152	0,127	0,107	0,090
Coefficient de réduction....	1	1,375	1,858	2,441	3,171	4,053	5,140	6,407	8,030

$$\text{Le coefficient de réduction } K = \frac{0,435}{\frac{1}{2 r_1}}.$$

NOTE

SUR DES

ESSAIS D'HÉLICE

EFFECTUÉS

SUR LES CONTRE-TORPILLEURS *DUNOIS* ET *LAHIRE*;

PAR M. LAUBEUF,
Ingénieur en chef de la Marine.

Les contre-torpilleurs *Dunois* et *Lahire*, construits par le port de Cherbourg en 1896-1899, ont des coques absolument identiques. La seule différence consiste en ce que le *Dunois* n'a pas de quilles de roulis. Le *Lahire* en a. Ce point est à noter pour la comparaison, mais nous pensons qu'il ne peut introduire que des différences qui sont tout au plus de l'ordre de grandeur des erreurs faites sur le relevé et le calcul des courbes d'indicateur (¹).

Les données de la coque sont :

Longueur à la flottaison.....	77 ^m ,60
Largeur à la flottaison.....	8 ^m ,225
Tirant d'eau milieu, en charge.....	3 ^m ,11
Surface immergée du maître couple	$\left\{ \begin{array}{l} \textit{Dunois}.. 17^{\text{mq}},99 \\ \textit{Lahire}.. 18^{\text{mq}},044 \end{array} \right.$
Déplacement correspondant	$\left\{ \begin{array}{l} \textit{Dunois}..... 904^{\text{t}},113 \\ \textit{Lahire}..... 906^{\text{t}},814 \end{array} \right.$

Quatre paires d'hélices ont été successivement essayées sur ces bâtiments, deux à trois ailes sur le *Dunois*, deux à quatre ailes sur le *Lahire*.

Ces hélices ont les caractéristiques suivantes :

(¹) Les essais de l'*Ariel* ont donné une perte de 0ⁿ,2 avec les quilles à roulis, sur 22ⁿ. Les essais du *Chasseloup-Laubat* ont donné une vitesse légèrement supérieure à la vitesse primitive. Les essais des cuirassés anglais, type *Royal Sovereign*, ont donné la même vitesse qu'auparavant.

TABLEAU I. — *Caractéristiques des hélices essayées.*

	<i>Dunois.</i>		<i>Lahire.</i>	
	Hélices primitives.	Hélices actuellement en place.	Hélices primitives.	Les mêmes hélices après modification.
N ^{os} des paires d'hélices.....	1	2	3	4
Nombre d'ailes.....	3	3	4	4
Diamètre extérieur.....	2 ^m ,80	2 ^m ,83	2 ^m ,984	2 ^m ,984
Pas { au $\frac{1}{2}$ rayon.....	»	»	»	3 ^m ,874
{ aux $\frac{3}{4}$ du rayon.....	3 ^m ,75	4 ^m ,1045	3 ^m ,789	3 ^m ,943
{ aux $\frac{11}{16}$ du rayon.....	constant	constant	constant	3 ^m ,999
Pas moyen.....	3 ^m ,75	4 ^m ,1045	3 ^m ,789	3 ^m ,938
Rapport du pas au diamètre.....	1,34	1,45	1,27	1,34
Fraction de pas { au $\frac{1}{2}$ rayon....	0,127	»	0,1475	0,1373
{ aux $\frac{3}{4}$ du rayon.....	0,082	»	0,1125	0,102
{ aux $\frac{11}{16}$ du rayon.....	0,025	»	0,0535	0,060
{ moyenne.....	0,078	0,119	0,11	0,10
Fraction de pas, moyenne totale.	0,234	0,357	0,44	0,40
Poids des deux hélices.....	2780 ^{kg}	3166 ^{kg}	3221 ^{kg}	2895 ^{kg}

Les essais du *Dunois* et du *Lahire* sont intéressants en ce sens, qu'on se trouve dans un cas assez peu fréquent sur les paquebots et les navires de commerce, moins rare sur les bâtiments de guerre : on ne peut donner aux hélices le diamètre qui serait convenable.

Le diamètre maximum qu'on peut donner aux hélices de ces bâtiments est en effet de 3^m. Avec ce diamètre les hélices sont encore à 0^m,85 de la coque, et le bord de leur aile supérieure est à 0^m,90 au-dessous de la flottaison en charge, mais les deux hélices passent à 0^m,20 l'une de l'autre. Il eût fallu, pour donner aux hélices le diamètre qui, à notre avis, eût été bon (3^m,25) ⁽¹⁾, allonger un des arbres de façon à pouvoir faire mordre l'un sur l'autre les cercles décrits par les deux propulseurs.

Cette modification, qui eût entraîné des dépenses considérables et un retard dans la disponibilité des bâtiments, n'a pas été faite.

La première hélice, dessinée par la Société des Forges et Chantiers de la Méditerranée, était notoirement insuffisante comme résistance. Elle a été changée, après trois ou quatre essais, qui n'ont pas été poussés à outrance, en septembre 1898.

La deuxième hélice, également à 3 ailes, dessinée aussi par la Société des

(¹) Ce diamètre donne, à l'allure de 210 tours prévue, une vitesse circonférentielle de 35^m,50. Elle est courante aujourd'hui, et l'on est certain de ne pas avoir de *cavitation* à cette vitesse. M. Normand a poussé jusqu'à 40^m la vitesse circonférentielle des hélices de la *Durandal*.

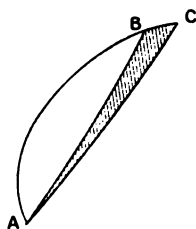
Forges et Chantiers, a une résistance convenable, mais son recul augmente rapidement avec la vitesse. Il a atteint 0,264 à 221 tours.

La troisième hélice est à 4 ailes; dessinée par la Section technique du Ministère de la Marine, elle est supérieure à grande vitesse à l'hélice n° 2. Mais aux moyennes et petites vitesses, l'importance relative de la puissance absorbée en frottements par cette hélice à grande surface propulsive croît beaucoup, et l'hélice n° 2 reprend l'avantage.

C'est alors que nous avons supposé qu'une hélice ayant moins de pas que le n° 2, mais plus que le n° 3, ayant une fraction de pas totale comprise entre les n° 2 et 3, serait plus avantageuse.

Nous avons alors demandé à faire sur la paire d'hélices n° 2 une modification analogue à celle effectuée par M. Normand sur les hélices de la *Hallebarde*.

Cette modification consiste à enlever sur la face agissante de l'aile une por-



tion ABC, de façon à augmenter le pas tout en réduisant la fraction de pas.

Notre proposition ayant été approuvée, nous avons conduit l'opération de manière à réaliser un pas croissant du moyeu à l'extrémité de l'aile, et à avoir un angle d'attaque aussi constant que possible. Cette modification a eu un plein succès, et cette quatrième paire d'hélices s'est montrée supérieure à toutes les allures aux autres paires (*voir* les courbes de la *Pl. IV*).

Le Tableau ci-après donne le résultat des essais. Il appelle les observations suivantes :

1° Les essais ont été effectués autant que possible dans les lignes d'eau du plan. Les différences sont très peu importantes.

2° L'essai à petite vitesse des hélices n° 3 a été fait avec une seule machine. Il n'est donc pas comparable aux autres.

3° Les bases à grandes vitesses ont toujours été faites au moment de la marmée. Dans ces conditions, l'influence de la profondeur d'eau est la même pour toutes les hélices, point important, vu la faible profondeur d'eau sur les bases de Cherbourg. De plus, l'influence du courant est mieux corrigée, puisqu'il est plus régulier en ce moment.

TABLEAU II. — *Résultats des essais.*

N ^o des hélices.....	1.			2.			
Nombre de machines en marche.....	2	2	2	2	2	2	2
Nombre de tours.....	121,75	175,5	189,62	95,95	163,4	176,92	221,65
Avance par tour.....	3,29	3,12	3,10	3,482	3,416	3,374	3,022
Recul.....	0,123	0,168	0,173	0,15	0,168	0,178	0,264
Vitesse en nœuds.....	12,991	17,726	19,108	10,805	18,083	19,34	21,70
Puissance en chevaux.....	976	2833	3604	582	2704	3563	7997
Utilisation M.....	3,44	3,278	3,274	3,394	3,422	3,315	2,838

TABLEAU II. — *Résultats des essais (suite).*

N ^o des hélices.....	3.			4.			
Nombre de machines en marche.....	1	2	2	2	2	2	2
Nombre de tours.....	97,12	153,45	208,56	80,57	130,27	179,35	207,68
Avance par tour.....	3,122	3,2098	3,181	3,717	3,609	3,511	3,288
Recul.....	0,169	0,146	0,154	0,056	0,084	0,109	0,165
Vitesse en nœuds.....	9,824	17,179	21,499	9,703	15,232	20,399	22,118
Puissance en chevaux.....	473	2630	7233	386	1501	4026	7018
Utilisation M.....	3,301	3,2417	2,913	3,495	3,480	3,345	3,031

Conséquences à tirer de ces essais.

1° La formule de Moll, pour le calcul de la puissance absorbée par une hélice donnée, donne des résultats qui concordent d'une façon satisfaisante, à la condition toutefois de ne l'appliquer qu'à des nombres de tours voisins, car la loi de proportionnalité de la puissance au cube du nombre de tours n'est pas exacte. Cette formule est

$$F = \text{const.} \left(\frac{B^2}{2} \right)^{\frac{1}{3}} N^2 D^{\frac{7}{3}} H^2 \varphi^{\frac{1}{3}} n^{\frac{1}{6}},$$

où

F est la puissance en chevaux indiqués d'une machine;
 B² le maître couple en mètres carrés;
 N le nombre de tours par minute;
 D le diamètre extérieur en mètres;
 H le pas moyen en mètres;
 φ la fraction de pas moyenne totale;
 n le nombre d'ailes.

La constante d'une hélice est $K = D^{\frac{7}{3}} H^2 \varphi^{\frac{1}{3}} n^{\frac{1}{6}}$.

Elle est pour :

le n° 1.....	115
» 2.....	163
» 3.....	176,5
» 4.....	184,5

Appliquons la formule d'abord à la puissance maximum réalisée, ensuite à la puissance réalisée à l'allure maxima prévue de 210 tours.

	Puissance réalisée.	Nombre de tours.	Maitre couple.	Const. $\times 10^4$.	Puissance probable à 210 tours.	Const. $\times 10^4$.
Hélice n° 1...	1802	189,62	18,133	98,5	2440 (?)	110
» 2...	3998,5	221,65	17,99	108,3	3280	107,6
» 3...	3616,5	208,56	18,04	108,5	3820	112,3
» 4...	3509	207,68	18,04	102	3940	111

2° On remarquera aussi que l'hélice n° 4, la meilleure, a un angle d'attaque qui s'écarte davantage de l'angle optimum indiqué par M. Drzewiecki (2°52') que celui des hélices n° 3.

Voici en effet les angles d'attaque réels des quatre hélices, d'abord à l'allure maxima atteinte, puis à l'allure commune de 210 tours.

TABLEAU III. -- Angles d'attaque.

		Hélice n° 1.	Hélice n° 2.	Hélice n° 3.	Hélice n° 4.
Allure maxima réalisée.....		189,62	221,65	208,56	207,68
Angle d'attaque réel.	au rayon $\frac{1}{2} r$	5° 15'	8° 40'	4° 50'	4° 30'
	» $\frac{3}{4} r$	4° 20'	7° 10'	3° 55'	4° 20'
	» $\frac{1}{16} r$	3° 50'	6° 20'	3° 20'	4°
	moyen.....	4° 28'	7° 23'	4° 2'	4° 17'
Recul relevé à l'allure maxima...		0,173	0,264	0,154	0,165
Angle d'attaque à 210 ^t	au rayon $\frac{1}{2} r$	5° 40'	7° 50'	5° 0'	4° 55'
	» $\frac{3}{4} r$	4° 45'	6° 44'	4° 15'	4° 35'
	» $\frac{1}{16} r$	4° 7'	5° 50'	3° 40'	4° 20'
	moyen α	4° 51'	6° 48'	4° 18'	4° 37'
Recul probable à 210 tours (d'après les courbes).....		0,1865	0,244	0,169	0,178

Ainsi, conformément à la théorie de M. Drzewiecki, c'est l'hélice n° 4, dont l'angle d'attaque est le plus constant le long de l'aile, qui est la meilleure. Quant à la contradiction relative à l'angle optimum, elle n'est qu'apparente.

Si l'hélice n° 4, trouvée la meilleure, a un angle d'attaque trop fort, c'est qu'il a fallu de toute nécessité augmenter le pas, pour donner à l'hélice la résistance convenable, puisqu'on ne pouvait augmenter le diamètre, et que, d'autre part, sur l'hélice n° 3, on semblait avoir dépassé la valeur de fraction de pas totale convenable.

L'hélice qui, à notre avis, serait la meilleure aurait les dimensions suivantes :

Diamètre.....	3 ^m ,25	
Pas {	au rayon $\frac{1}{2} r$	3,67
	» $\frac{2}{3} r$	3,754
	» $\frac{1}{16} r$	3,844
	moyen.....	3,756
Fraction de pas moyenne totale.....	$\varphi = 0,33$	
Nombre d'ailes.....	$n = 3$	

Sa constante serait $K = D^{\frac{7}{2}} H^2 \varphi^{\frac{1}{2}} n^{\frac{1}{2}} = 179,7$.

Elle absorberait $F = 110 \left(\frac{B^2}{2} \right)^{\frac{1}{2}} N^3 K = 3820$ chevaux à 210 tours.

L'angle d'attaque est de 3° tout le long de l'aile.

Avec un recul probable de 0,125 à 0,130, cette hélice aurait, à 210 tours, une avance par tour de 3^m,28, correspondant à une vitesse de 22ⁿ $\frac{1}{2}$ environ.

Nous émettons le vœu que, lors d'une prochaine réparation importante du *Dunois*, qui n'a atteint que 21ⁿ,7 avec près de 8000 chevaux, on allonge un des arbres, et l'on installe deux propulseurs de 3^m,25 de diamètre, qui pourraient lui imprimer une vitesse de 22ⁿ $\frac{1}{2}$ avec 7640 chevaux seulement.

3° Une troisième conséquence bien nette et conforme à la théorie, est la diminution du recul avec l'angle d'attaque.

A l'allure commune de 210 tours, le rapport du recul à la puissance $\frac{3}{4}$ de la tangente de l'angle d'attaque moyen offre une constance remarquable :

$\frac{\rho}{\tan^2 \alpha^{\frac{3}{2}}} =$	Hélice n° 1.....	1,185
	» 2.....	1,198
	» 3.....	1,182
	» 4.....	1,172

La diminution du coefficient de l'hélice 4 s'expliquerait assez bien par la plus grande uniformité de l'angle d'attaque le long de l'aile.

Nous pensons revenir dans une communication ultérieure sur cette question de la variation du recul.

4° Enfin les courbes de la *Pl. IV* mettent en évidence que, quelles que soient les hélices, on ne pourra atteindre les 23 nœuds cherchés qu'avec une puissance très supérieure avec 7000 chevaux prévus, probablement 8500 chevaux au moins.

Ce n'est plus ici du côté des hélices qu'il faut chercher, mais du côté de la carène.

Dans une Note précédente (*Note sur les formes de carène des bâtiments rapides, Bulletin de l'Association Technique Maritime*, 1898), nous avons comparé les formes des carènes de divers bâtiments rapides au moyen de la courbe des aires des couples, et montré que celles de la *Durandal*, du *Dunois*

et du *Cassini* donnent des avants excellents, mais des arrières insuffisamment fins.

Les essais du *Cassini* avaient eu lieu avant la communication de cette Note. Ceux du *Dunois* et de la *Durandal* ont été effectués depuis, et nous confirment dans l'opinion émise.

Notre éminent Vice-Président, M. Normand, semble d'ailleurs partager cette manière de voir, puisque, à la suite des essais de la *Durandal*, il a modifié les lignes d'arrière des torpilleurs de haute mer *Siroco* et *Mistral*, en construction. Cet arrière, qui devait être presque exactement semblable à ceux de la *Durandal* et du *Dunois*, a été remplacé par un arrière qui reproduit celui du *Cyclone*, en voûte plate, notablement plus fin.

Si l'on doit construire de nouveaux contre-torpilleurs type *Dunois*, je crois qu'on doit conclure des essais du *Dunois* et du *Lahire*, qu'une modification des formes de l'arrière s'impose, pour réaliser un affinement plus grand de la courbe des aires des couples.

Cet affinement peut être réalisé soit par l'arrière pointu du *d'Iberville*, de M. de Bussy, et des destroyers anglais, soit par l'arrière en voûte des torpilleurs de haute mer type *Cyclone*, de M. Normand.

Au point de vue de la solidité de la charpente arrière, je serais partisan du premier système pour des bâtiments du tonnage du *Dunois*.

CHAUDIÈRE MARINE

DU SYSTÈME SOLIGNAC ET GRILLE;

PAR MM. SOLIGNAC ET GRILLE,

Ingénieurs-Constructeurs.

Le type de chaudière que nous vous présentons aujourd'hui dérive du principe général qui sert de base à notre système, et que la plupart d'entre vous connaissent. Aussi, nous ne rappellerons ce principe que pour donner une idée complète de l'ensemble de l'appareil. Nous insisterons surtout sur les dispositifs nouveaux, que nous avons étudiés en vue de répondre aux desiderata de la Marine en général et, en particulier, de la Marine militaire.

La plupart des constructeurs revendiquent une circulation rapide dans leur faisceau tubulaire, et en déduisent une foule d'avantages. Nous prétendons, au contraire, que cette circulation n'existe la plupart du temps qu'en théorie, et qu'elle est impossible dans les dispositifs réalisés en pratique.

L'ancienne théorie de la circulation est basée sur l'entraînement par les courants de convection et sur la poussée hydrostatique, qui résulte de la différence de densité des masses d'eau contenues dans le circuit vaporisateur et dans le circuit de retour.

Or, de deux choses l'une : ou il circule dans les tubes de chaudière un fluide où l'eau est en majeure partie, ou bien, au contraire, il ne contient qu'un mélange mousseux, dans lequel la vapeur occupe la plus grande place.

Si l'on admet la première hypothèse, les bulles de vapeur qui doivent produire les courants de convection obéissent aux règles générales de l'Hydrostatique, et s'élèvent dans la masse liquide contenue dans le tube suivant la verticale. Or cette verticale, pour tous les tubes inclinés sur l'horizon, coupe sous un certain angle l'axe du tube, qui est la direction supposée de la circulation; donc, loin d'être un aide, elle est, au contraire, une cause perturbatrice de cette circulation.

Si, au contraire, on admet qu'on n'a dans les tubes qu'une espèce de mousse, composée en grande partie de vapeur, les lois de la poussée hydrostatique n'ont plus lieu d'être invoquées.

Quant à la différence de densité entre les différentes masses d'eau de la

chaudière; elle est bien, à notre avis, la cause principale de la circulation, mais non pas comme on l'explique en général. Ce qui pourrait être admis pour deux vases communicants, remplis de deux liquides de densité différente, ne peut être admis dans une chaudière. En effet, l'écoulement, qui est déterminé entre les deux vases, dépend non seulement de la différence de densité des liquides, mais encore de la différence de résistance qu'offrent au passage les portions de circuit à travers lequel cet écoulement se produit. Cette résistance au frottement dépend non seulement des sections de passage traversées par le courant circulatoire, mais elle est en raison directe du carré de la vitesse de circulation, tandis qu'elle est simplement proportionnelle à la différence de densité des fluides à leur entrée et à leur sortie de ce circuit. On voit donc que, si la circulation était intense, il arriverait rapidement que les frottements dus à la vitesse de cette circulation contre-balanceraient la force motrice due à la différence de densité des fluides.

Nous attribuons la circulation dans les chaudières à la formation et à la dilatation de la vapeur dans le faisceau tubulaire. Cette vapeur, qui naît dans le faisceau tubulaire, tend à s'expanser, et à refouler aux deux extrémités du circuit de circulation les masses d'eau non vaporisées. Ces masses d'eau tendent à se laisser refouler par cette vapeur en raison inverse de la résistance au frottement qu'elles rencontrent, et il faut, pour avoir une évacuation facile des bulles de vapeur produites, créer la plus grande différence possible de frottement entre les deux masses d'eau séparées par les bulles de vapeur. Comme, en aval de la partie vaporisatrice, le fluide est beaucoup plus riche en bulles de vapeur, c'est cette partie qui présente la moins grande résistance au frottement; il faut donc favoriser son dégagement en lui donnant la section de passage maxima, et en tâchant de limiter sa teneur en eau au minimum, de façon qu'elle présente la plus petite densité possible. En amont, au contraire, c'est-à-dire vers la partie où le tube s'alimente, l'eau ne contient presque pas de vapeur; c'est donc cette masse d'eau qui représente l'inertie la plus grande et le maximum de frottement; il faut donc augmenter artificiellement cette résistance à l'écoulement, en créant des résistances ou étranglements artificiels.

Plus cette masse d'eau arrière présentera de résistance au déplacement ou au recul sous l'expansion de la vapeur, plus le dégagement en aval sera facilité, et, par conséquent, plus l'émission de la vapeur se fera rapidement.

Nous réalisons, comme vous le savez, ces conditions en obturant l'entrée de nos tubes avec un diaphragme, qui limite la pénétration de l'eau, et empêche le fluide en aval de la surface vaporisatrice d'être trop chargé en eau; il crée en même temps une résistance artificielle paralysant le mouvement rétrograde de la masse d'eau amont, qui se trouve ainsi toujours prête à alimenter la surface de chauffe active.

La circulation intensive de l'eau, en admettant qu'on puisse la réaliser, n'est pas à désirer, car elle est incompatible avec le dégagement rapide de la

vapeur au fur et à mesure de la production, ce qui est surtout le but à atteindre. Pour mieux nous fixer sur ce point, faisons une hypothèse : supposons un tube vaporisateur traversé par un courant d'eau, ayant une vitesse de 10α par seconde. Considérons une tranche de cette colonne liquide ayant la longueur α pour épaisseur, et admettons la vaporisation instantanée de ce volume sous une pression de 10^4 . A cette pression, l'eau, en passant à l'état de vapeur, occupera un volume 200 fois plus grand, et comme le phénomène se produira dans un tube à section constante, pour que ce volume s'insère dans le circuit il faudra que la colonne liquide d'amont recule pendant que la colonne liquide d'aval continuera son écoulement, et cela jusqu'à ce qu'il existe entre les deux tronçons situés de part et d'autre de la tranche supposée vaporisée un espace mesurant une longueur de 200α . Si on suppose que l'eau d'amont ne puisse pas prendre de mouvement rétrograde, il faudra que ce soit le tronçon d'aval qui engendre derrière lui cet espace. Comme, dans notre hypothèse, nous avons supposé que la vitesse moyenne d'écoulement est de 10α à la seconde, il en résulte que l'eau d'amont sera arrêtée 20 secondes. Pour rendre notre pensée encore plus tangible, permettez-nous la comparaison suivante : dans une file de voitures marchant à une allure déterminée, faisons sortir une de ces voitures, et, à sa place, faisons insérer dans cette file une nouvelle série de deux cents voitures de même dimension ; il faudra que la voiture qui suivait celle retirée s'arrête, jusqu'à ce que la dernière des deux cents voitures soit insérée dans la file.

Bien qu'en pratique les phénomènes de vaporisation soient plus complexes, ce que nous venons de supposer se passe cependant à peu près de cette manière, dans tous les points des tubes où naissent des bulles de vapeur. Il est vrai qu'au fur et à mesure que l'eau chemine dans le tube, elle augmente sa teneur en vapeur, diminuant ainsi de densité et, par conséquent, son coefficient de frottement. Elle peut donc prendre une vitesse d'écoulement plus grande, qui raccourcit d'autant la stagnation de l'eau d'amont. Mais cela montre l'avantage qu'il y a à réduire au minimum la teneur en eau dans les parties en aval, et ces comparaisons nous font toucher du doigt l'incompatibilité qui existe entre la circulation presque à pleine section de l'eau à travers le faisceau tubulaire, et la vaporisation intensive. Du reste, ce n'est pas le passage de l'eau sur la surface d'évaporation qui soustrait la majeure partie des calories recueillies par la surface de chauffe, c'est uniquement l'évaporation de cette eau qui provoque cette absorption. On a, du reste, un exemple frappant de ce phénomène avec les condenseurs à surface ; les types où la surface est rafraîchie par l'eau en pluie demandent un développement tubulaire beaucoup moins considérable que ceux qui ont leur surface baignée entièrement par l'eau. Il en est de même pour un tube de chaudière ; celui qui émettra le plus de vapeur sera refroidi plus énergiquement que celui où la circulation d'eau se fait à pleine section, même rapidement.

Grâce à la mise en pratique de ces nouveaux principes, nous avons pu obtenir des vaporisations atteignant 100^{kg} par mètre carré, avec des rendements de plus de 8^{kg} de vapeur par kilogramme de combustible en brut. Et cela n'est pas étonnant, car c'est une erreur de dire, comme des auteurs intéressés le font quelquefois, que les coefficients de vaporisation élevés sont incompatibles avec les rendements élevés. C'est le contraire que fait prévoir la théorie et que sanctionne la pratique. Il est évident qu'on peut toujours élever les coefficients de vaporisation d'une chaudière donnée par mètre carré de surface de chauffe, en diminuant la surface de chauffe totale, les autres caractéristiques restant constantes. Mais, de cette remarque en quelque sorte naïve, il n'en résulte pas que le rendement soit proportionnel à la surface de chauffe dans tous les cas. On peut dire au contraire que, d'une façon générale, le rendement est directement proportionnel au coefficient de vaporisation.

En effet, si l'on a un système de circulation intérieure qui permette d'obtenir une vaporisation de 10^{kg} par mètre carré de surface de chauffe, cela veut dire que 1^{m^2} de surface de chauffe de ce système soustrait environ 660^{cal} aux gaz qui le traversent. Si un autre système de vaporisation donne 20^{kg} de vapeur par mètre carré de surface de chauffe, dans les mêmes conditions, cela veut dire que les gaz sont dépouillés de 1320^{cal} dans leur passage à travers un mètre carré de ce second système. Sans dire que le deuxième type donnera un rendement double, ce qui ne serait pas exact, on peut cependant affirmer que le rendement du deuxième système, à surface de chauffe égale, sera de beaucoup supérieur; et l'on pourra obtenir des rendements égaux avec une surface de chauffe beaucoup moindre, dans le vaporisateur ayant le coefficient de 20^{kg} , qu'avec celui qui n'en a que 10.

Il en est de même au point de vue de la fatigue des tubes. Nous avons entendu des constructeurs se défendre de vaporiser beaucoup au coup de feu, et chercher à prouver que leur surface de chauffe directe, intermédiaire et finale ne présentait pas d'énormes différences de vaporisation, comme on le leur reprochait bien à tort. Or, il faut, au contraire, chercher à faire produire le plus possible aux tubes de coup de feu, car c'est leur seule sauvegarde. En effet, si un tube vaporise 10^{kg} de vapeur par unité de longueur, cela veut dire que sa surface interne soustrait à sa surface externe l'énergie par les gaz, 6660^{cal} . Si le même tube, soumis au même feu, vaporise pour la même longueur 20^{kg} , c'est une preuve que sa surface interne refroidit du double sa surface externe. Plus la surface interne soustrait de calories à la surface externe, moins le tube emmagasine de chaleur, c'est-à-dire moins il est surchauffé, et moins il souffre. On peut donc dire qu'à conditions égales, un coefficient de vaporisation élevé est l'indice d'un rendement élevé, et une garantie de la conservation des surfaces de chauffe.

Avec nos générateurs, nous obtenons dans nos installations industrielles des rendements courants de plus de 8^{kg} de vapeur par kilogramme de com-

bustible ordinaire mesuré en brut, et, si l'on appliquait à cette évaluation les corrections employées à notre grand regret d'ordinaire dans notre industrie, où l'on ramène le rendement en net d'abord, puis à la pression atmosphérique, puis avec l'eau d'alimentation à 100°, etc., ces 8^{ks} passés correspondraient à des rendements de plus de 12^{ks}. Dans ces conditions de rendement, nous vaporisons 35^{ks} par mètre carré de surface de chauffe. Du reste, pour appuyer ces chiffres, nous pouvons vous citer un essai fait récemment sur une de nos chaudières à la Fonderie de canons de la Marine, à Ruelle, résultats que nous avons groupés dans le Tableau suivant :

Puissance prévue de l'appareil.....	1 600 ^{ks}	
Surface de grille.....	2 ^m 1, 38	
Surface de chauffe.....	48 ^m 1	
Température de l'eau d'alimentation.....	6°	
Tirage à la base de la cheminée.....	9 ^m d'eau.	
	18 janvier.	19 janvier.
Charbon brûlé par mètre carré de grille.....	72 ^{ks}	92 ^{ks} , 43
Eau vaporisée par heure.....	1 525 ^{ks}	1 679 ^{ks}
Rendement en brut.....	8 ^{ks} , 2	7 ^{ks} , 6
Provenance du combustible.....	Carmaux	Decazeville
Puissance calorifique du combustible.....	7 800 ^{cal}	7 278 ^{cal}
Cendres	7,8 pour 100	7,50 pour 100
Vaporisation par mètre carré de surface de chauffe	31 ^{ks} , 77	34 ^{ks} , 98

Si nous citons cette expérience plus particulièrement, c'est que la façon dont les essais sont suivis dans les établissements de la Marine leur donne une valeur d'authenticité, que ne possèdent pas toujours au même degré les constatations faites dans les milieux industriels ordinaires.

Maintenant, Messieurs, que nous vous avons résumé notre principe général, nous allons vous exposer comment nous l'avons adapté à la chaudière marine et quels sont les principes qui nous ont guidés dans cette étude, principes que nous pouvons résumer dans le programme suivant :

1° Créer un type de chaudière qui pût être indistinctement employé pour tous les cas, aussi bien pour les torpilleurs que pour les plus grands cuirassés. En effet, l'unification d'un type commun à toutes les unités d'une flotte présente des avantages primordiaux, tant au point de vue de l'entretien et de l'approvisionnement qu'à celui de l'éducation du personnel technique. Pour rendre possible cette unification, nous avons dû réduire au minimum le poids et l'encombrement;

2° Employer des pièces interchangeables facilement, et les ramener à un poids unitaire restreint;

3° Adopter des dispositions permettant la conservation facile en réserve;

4° Rendre la dilatation de la chambre de foyer indépendante de la position du réservoir d'eau et de vapeur dans l'espace, pour éviter la fatigue de la tuyauterie;

5° Appliquer à la chaudière marine un système de nettoyage qui permet d'employer les eaux les plus mauvaises;

6° Grouper les éléments vaporisateurs de façon à les rendre indépendants les uns des autres, afin qu'une avarie survenue à l'un d'eux n'entraîne pas l'immobilisation de tous les autres;

7° Enfin, rendre le faisceau tubulaire facilement amovible, afin de permettre le nettoyage et la visite de l'appareil évaporatoire.

Nous allons examiner en détail la réalisation des différents points de ce programme, et les avantages qui en découlent dans les applications spéciales qui nous intéressent ici.

Nous aurions pu combiner notre chaudière avec des tubes de gros diamètre, si nous nous étions laissé influencer par les théories émises actuellement par l'Amirauté anglaise. On reproche aux petits tubes, et surtout aux petits tubes courbes, les défauts suivants :

1° De ne pas permettre un nettoyage facile.

Cette objection tombe devant notre système de nettoyage par renversement de vapeur, que nous vous exposons plus loin.

2° De ne pas durer longtemps, car ils sont de faible épaisseur.

Les usures normales, relevées sur les petits tubes en usage, proviennent de leur faible puissance évaporatoire, ce qui entraîne leur surchauffe, comme nous le disions tout à l'heure; en effet cette surchauffe, qui existe dans tous les tubes à faible vaporisation, les condamne à une vie relativement courte : à ces hautes températures ils s'oxydent et s'effritent sur leurs surfaces extérieures et intérieures; les gros tubes, du reste, subissent le même sort, mais étant plus épais, le moment critique où ils doivent être remplacés est un peu plus éloigné, c'est ce qui leur fait accorder une confiance plus grande.

Or, grâce à notre mode spécial de vaporisation, ces inconvénients n'étaient pas à redouter pour nous. En effet, nous avons pu étamer des tubes de coup de feu, et les exposer à un foyer brûlant à une allure de plus de 400° de combustible par mètre carré de grille à l'heure, sans que l'étain, après l'essai, présentât trace de fusion. Ces essais ont été effectués par l'Association des Propriétaires d'appareils à vapeur sous la conduite de M. Compère.

3° Les adversaires des petits tubes leur reprochent également leur multiplicité, qui rend la recherche des réparations difficile, et l'enlèvement ainsi que la mise en place des tubes du cœur du faisceau fort compliqué. Le basculage du faisceau et l'indépendance des éléments nous permettent de négliger cette objection.

4° Reste la question du rendement. Les petits tubes donneraient de moins bons rendements que les gros tubes. Or, ce n'est pas parce que ces tubes sont de petit diamètre que le rendement est mauvais; c'est, comme le recon-

naissent du reste presque tous les adversaires de cette catégorie de vaporisateurs, parce qu'on ne peut nettoyer facilement leur surface vaporisatrice intérieure, qui se couvre de tartre, et, de plus, parce que leur surface de chauffe extérieure se recouvre de suie. Notre nettoyage à la vapeur et notre système de basculage répondent à cette préoccupation.

Nous n'avons donc plus à considérer que les avantages que présentent les petits tubes cintrés, qui peuvent se résumer comme suit :

1^o Dilatation libre des tubes qui évite la fatigue du dudgeonnage dans les boîtes, et la forme en U que nous avons adoptée possède au suprême degré cette qualité ;

2^o Meilleure utilisation des gaz, qui s'épuisent plus rapidement quand ils traversent un faisceau étroitement maillé, et où les veines gazeuses sont recoupées un plus grand nombre de fois qu'elles ne le seraient dans un faisceau tubulaire à gros tubes. De plus, toujours au point de vue du rendement, le même avantage que nous signalons relativement à la meilleure utilisation de la surface de chauffe externe se rencontre également avec les petits tubes pour l'efficacité de la surface évaporatoire interne. En effet, dans un gros tube, la partie périphérique de son contenu est seule en contact avec la surface évaporatoire, et la partie centrale échappe à son action.

L'importance de cette partie centrale, inerte par rapport à la partie vaporisante annulaire, s'accroît avec le diamètre du tube. On retrouve cet inconvénient nettement caractérisé dans les surchauffeurs à gros tubes, qui ne donnent jamais de vapeur ayant un degré de surchauffe égal, suivant qu'on effectue des prises dans leur partie annulaire ou dans le centre de leur section.

Lorsqu'on emploie des tubes de grand diamètre, le mélange homogène d'eau et de vapeur, qui est l'état le plus favorable à la vaporisation de l'eau contenue dans le tube, ne subsiste pas ; une séparation s'opère, l'eau se dépose à la partie basse du tube, et la vapeur se loge dans la partie haute. Le tube peut alors être comparé à un petit bouilleur, contenant une certaine quantité d'eau à sa partie inférieure et un ciel ou dôme de vapeur à sa partie supérieure. Dans ces conditions, on ne peut dire que la surface de chauffe soit avantageusement utilisée, car la partie en contact avec la vapeur ne fait que de la surchauffe, et se trouve insuffisamment refroidie ; il en résulte une dilatation inégale entre les génératrices rafraichies dans la partie inférieure par l'évaporation de l'eau et les génératrices supérieures surchauffées. Sous ces efforts inégaux, le tube se cintre, en présentant une ligne concave vers le bas. C'est ce qu'on relève du reste sur presque tous les tubes de chaudière dont la chauffe a été poussée.

Done, nous avons considéré qu'au point de vue de l'utilisation des gaz, il était préférable d'établir notre chaudière avec des tubes de petit diamètre, et nous avons adopté des tubes de 25^{mm} intérieur et 30^{mm} extérieur.

Quant au nettoyage à la vapeur, dont nous allons parler, il est de nature à

faire lever la principale objection faite aux petits tubes; il est basé sur le renversement de la circulation de la vapeur dans le faisceau, qui se trouve ainsi traversé par un courant de vapeur au moment de la purge.

Bien qu'en principe les chaudières marines fonctionnent à l'eau douce, et que les réparations se fassent également à l'eau douce, on n'est pas à l'abri des infiltrations d'eau de mer au condenseur, et, à la longue, ces générateurs éprouvent les mêmes difficultés que les chaudières fixes de terre, où cette question de nettoyage est la préoccupation constante des constructeurs, préoccupation d'autant plus justifiée, que presque tous les accidents proviennent de nettoyages négligés.

Les incrustations se forment, soit par cristallisation, soit par cuisson des boues. La cristallisation est instantanée. Elle se produit lorsque le liquide, par suite de sa concentration due à l'évaporation, atteint un degré tel que le sel a dépassé son degré de solubilité. Cette période critique se produit, en général, dans le cheminement à travers le faisceau tubulaire.

On peut retarder cette cristallisation en introduisant des produits connus sous le nom d'*anti-tartre*, qui agissent, en général, comme corps d'interposition entre les cristaux en formation. Ils empêchent ainsi la prise et maintiennent les dépôts à l'état de boue; mais cette action est très éphémère, et, si on laisse ces boues dans la chaudière, elles finissent par encombrer le circuit évaporatoire, elles se mélangent aux autres précipités, et, peu à peu, sous l'action de la chaleur, font prise par cuisson. Le problème était donc de trouver un moyen d'éliminer rapidement ces boues, au fur et à mesure de leur naissance, et cela par une manœuvre facile et rapide. Nous avons résolu la question d'une manière fort simple, et qui se trouvait facilitée par la régulation de la circulation de l'eau dans notre générateur.

Nous donnons ici un schéma du dispositif général de notre principe de nettoyage par la vapeur (*fig. 1*).

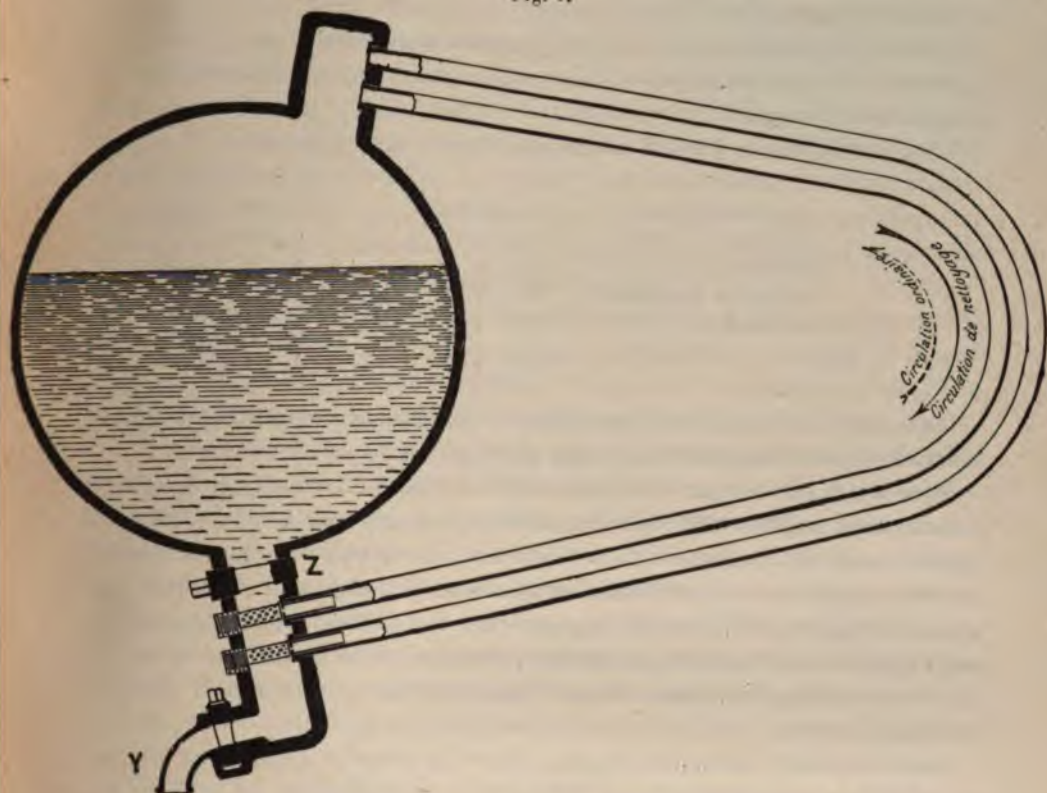
Le volant d'eau de la chaudière se trouve contenu dans un ballon central situé entre les deux branches du faisceau tubulaire en U.

Les tubes sont dudgeonnés à leur partie inférieure dans une boîte, qui communique avec le ballon par l'intermédiaire du robinet Z; ces tubes, à leur point de jonction avec cette boîte, portent des diaphragmes, qui réduisent la section d'entrée d'après le principe exposé plus haut. La partie supérieure des tubes aboutit dans une boîte en communication avec la partie supérieure du ballon; l'excédent d'eau, qui a échappé à la vaporisation, retombe de cette boîte dans le ballon.

La boîte inférieure porte un robinet de vidange Y. Si, une fois en pression, on ferme le robinet Z, et qu'on ouvre le robinet Y, la vapeur ne peut s'échapper qu'en passant à travers le faisceau tubulaire, qu'elle parcourt en sens inverse de la circulation normale. Cette chasse de vapeur entraîne avec elle toutes les boues qui peuvent être accumulées dans les tubes, et détermine un nettoyage énergique. C'est le procédé employé pour débarrasser les pièces de

fonderie du sable intérieur laissé par les noyaux. En Marine, on a déjà procédé au nettoyage des tubes courbes avec des jets d'air comprimé, c'est un procédé analogue. Mais ce qui est intéressant surtout dans le dispositif adopté par

Fig. 1.



nous, c'est qu'il permet le nettoyage même en cours de route, et qu'il n'entraîne pas à une dépense importante d'eau chauffée, comme les purges ordinaires.

En effet, le faisceau vaporisateur étant constitué par une série d'éléments indépendants, ils peuvent être mis successivement en vidange sans arrêter le débit de la chaudière. La chasse de vapeur ne dépensant qu'un poids d'eau restreint, la pression en est peu influencée; nous avons pu, sur une chaudière ayant seulement 30^{lit} d'eau et 45^{lit} de volume total, effectuer des purges à la vapeur de l'ensemble du faisceau pendant trente secondes, sans faire baisser la pression du générateur de plus de 2^{kg}, de 8^{kg} à 6^{kg}. Si l'on se trouve devant des eaux très mauvaises, on peut donc effectuer ces purges plusieurs fois par jour, et sans les ménager autant que les purges à l'eau, qui font perdre chaque fois un grand nombre de calories, et, du reste, sans avoir aucune efficacité, d'abord parce que le courant de purge néglige complètement le faisceau tubulaire, et ensuite parce que ce courant n'a qu'une faible vitesse, comparée à

celle du courant de vapeur; aussi, en général, l'action de ces purges se borne-t-elle à creuser un entonnoir dans les boues accumulées près du point d'extraction. Nous ne pouvons mieux faire, pour vous donner un exemple des résultats obtenus avec notre procédé, que de vous citer l'expérience que nous avons faite récemment.

Nous avons installé un de nos générateurs à Montmartre, rue Caulaincourt, à proximité d'un puits, dont les eaux nous avaient été signalées comme impropres à tout usage :

L'analyse que nous produisons ici en donne la composition :

	^o	^{gr}
Acide carbonique.....	6 par litre	0,030
Carbonate de chaux...	2 »	0,0206
Sulfate de chaux.....	90 »	1,260
Sulfate de magnésie...	34 »	0,225
Chlorure.....	16 »	0,192
	148 »	1,727

C'est donc en réalité une eau titrant 148°, dont 90° en sulfate de **chaux**; c'est une teneur en sulfate du même ordre que celle de l'eau de mer.

Pour mieux faire ressortir les indications que nous attendions de cette expérience, nous avons établi une chaudière de notre type à renversement de vapeur, mais en diminuant la section des tubes, que nous avons établie à 12^{mm} de diamètre, et en réduisant au minimum le volume du générateur, qui n'avait plus que 45^{lit}, dont 30^{lit} à peine pour l'eau. Nous avons demandé à ce petit appareil une vaporisation de 60^{kg} par mètre carré de surface de chauffe, et, à cette allure, le volume d'eau évaporé par la chaudière était remplacé 5 fois par heure.

Après quelques tâtonnements, pour régler les périodes de purge et les doses de tartrifuge convenables pour retarder la cristallisation du sulfate, nous avons marché d'une façon régulière pendant deux cents heures, à raison de dix heures par jour, avec une purge à la vapeur de quarante-cinq secondes toutes les cinq heures. Dans ces conditions, nous avons pu maintenir les tubes en complet état de propreté, et, lorsque nous avons arrêté les essais, jugeant l'expérience suffisante, nous n'avons pas constaté trace de dépôts adhérents; des tubes témoins ont été prélevés.

Ces conditions de marche sont beaucoup plus dures que celles que nous pourrions rencontrer dans n'importe quelle circonstance, et même avec de l'eau de mer employée pour les réparations, car il faut ajouter qu'en pratique on ne demande pas en marine une marche à l'eau de mer pure sans retour au condenseur. Un pareil régime serait beaucoup trop onéreux, en raison des extractions d'eau fréquentes qu'on serait obligé d'opérer. Ce qu'on doit attendre d'une chaudière marine, c'est qu'elle puisse marcher avec des eaux de condensation mélangées avec de l'eau de mer, qui lui serait apportée par les réparations et les fuites du condenseur, et l'on estime, en général, cet

apport à 200^{gr} par heure et par cheval. Nous sommes donc bien loin des données que nous nous étions posées dans les expériences que nous venons de relater. Mais il était nécessaire d'exagérer les difficultés, pour pouvoir être assurés de pouvoir marcher dans toutes les circonstances.

Avant d'examiner les détails de construction de notre générateur, nous allons étudier ses avantages généraux au point de vue du poids et de l'encombrement. Nous vous disions que, grâce au faible poids et au petit encombrement, nous n'avions qu'un type de chaudière pour toutes les unités d'une escadre. En effet, la hauteur de notre générateur même, avec la place nécessaire au basculement du faisceau, et y compris la boîte à fumée, ne demande pas 3^m sous pont. On peut donc l'installer dans les torpilleurs sans modification, et encore cette hauteur est donnée en tenant compte de ce que le seuil de la porte de foyer est à 0^m,60 au-dessus du parquet.

Le poids de la chaudière rapporté au mètre carré de grille, pour des unités de 4^m de grille, est de 1250^{kg}, non compris les barreaux de grille et la maçonnerie; ce coefficient nous permettra d'en déduire le poids par cheval aux différentes allures de combustion. Le rapport de la surface de grille à la surface de chauffe est de 1 à 26 (¹). Dans nos chaudières de terre, le rapport est de 1 à 20, et nos rendements sont équivalents et même supérieurs aux meilleurs générateurs connus, avec des combustions de 100^{kg} par mètre carré. Nous avons tenu à augmenter le rapport de la surface de chauffe dans le type marine, en vue des combustions forcées à bord des petits bâtiments, en raison de notre programme, qui consiste à unifier le type de générateur.

Si nous prenons avec les services accessoires 7^{kg} comme consommation par cheval-heure, et un rendement de 8^{kg} de vapeur par kilogramme de combustible, nous aurons, comme coefficient de poids par cheval pour la chaudière proprement dite :

A l'allure de 100 ^{kg}	par mètre carré de grille	^{kg}
» 150	»	10,94
» 200	»	7,29
» 250	»	5,47
» 300	»	4,13
» 350	»	3,65
» 400	»	3,73

Ces poids sont inférieurs à tous ceux présentés jusqu'à ce jour, même pour les générateurs à petits tubes employés à bord des torpilleurs, et l'emploi de notre appareil dans ces applications offrirait, tel qu'il est, une réduction de poids sur ce qui existe aujourd'hui.

(¹) Dans une chaudière que nous présenterons mardi prochain chez notre constructeur, 97, avenue de Choisy, le rapport de la surface de grille à la surface de chauffe est de 1 à 13. Le rendement en charbon brut est de 7^{kg} d'eau par kilogramme de combustible, et le coefficient de vaporisation est de 80^{kg} par mètre carré de surface de chauffe.

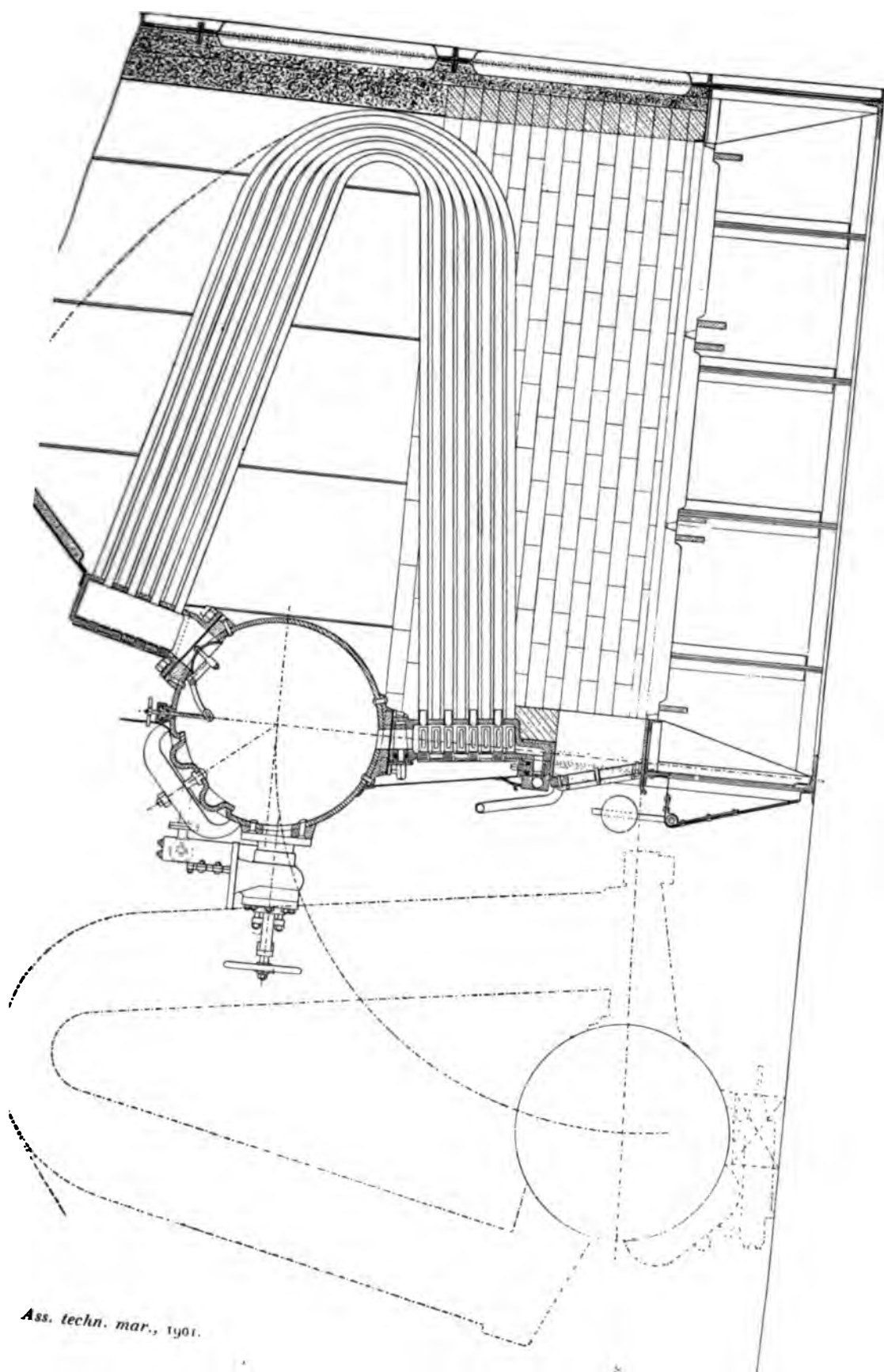
Quant à son emploi sur les grands navires, nous ne voyons pas les modifications que nous pourrions apporter au type présenté. En effet, nous avons une hauteur de chargement très commode; nous avons développé notre surface de chauffe jusqu'à un point largement suffisant pour obtenir un rendement économique, même au tirage forcé; ce qui serait admissible, ce serait de réduire l'allure correspondant à la vitesse maximum, et de la limiter à 200 ou 250^{kg} de combustible par mètre carré de surface de grille, afin de conserver une plus grande élasticité. Si l'allure normale est de 200^{kg} de combustible, on pourra passer facilement à des allures beaucoup plus élevées, en poussant le feu, et compenser ainsi les avaries de combat, survenant à une partie des chaudières.

La projection horizontale de notre chaudière correspond exactement à la projection horizontale de la grille, augmentée de l'épaisseur des parois, sans aucune saillie nécessitée par des organes accessoires ou par des formes de construction, ou encore par des servitudes d'entretien; ainsi, pour une chaudière de 4^m de grille, la surface occupée horizontalement par la chaudière est à la surface de grille dans le rapport de 1,40. Cette simple constatation revient donc à dire que pour une allure de feu déterminée nous occupons le minimum d'espace. Quant à la hauteur, elle est inférieure, comme nous l'avons dit déjà, à 3^m. Le faible encombrement cubique et horizontal permet de réduire au minimum les chaufferies, et l'économie de poids donne la facilité de reporter le gain soit sur l'armement offensif ou défensif, soit sur la réserve de combustible, dont dépend le rayon d'action du navire. Donc, au point de vue des caractères généraux de notre chaudière, vous voyez, Messieurs, que nous avons le droit de la présenter comme utilisable sous une forme unique, aussi bien à bord des torpilleurs qu'à bord des cuirassés.

Maintenant, nous allons pouvoir examiner les détails, qui nous ont permis de réaliser les autres desiderata que nous nous étions posés au début de cette étude.

Le faisceau vaporisateur se trouve composé d'éléments ayant tous la même longueur, et qui sont représentés sur la coupe (fig. 2). Les éléments ont 25^{cm} de largeur; ils viennent s'appliquer à la partie haute et basse du ballon sur deux piétements en acier, rivés sur le ballon; le joint est serré par quatre boulons pour chaque boîte. Les boulons intérieurs du côté du foyer ont des écrous à chapeau en bronze, pour éviter l'oxydation par les gaz. La communication entre le ballon et la boîte du bas se fait à travers un robinet, comme dans le schéma que nous avons vu précédemment, et la vidange de la boîte du bas s'opère à travers un collecteur, qui peut se sectionner facilement en tronçons correspondant à la largeur de chaque élément. Un robinet commande la communication entre la boîte du bas et le collecteur des purges.

La boîte supérieure communique par de larges orifices circulaires avec le dôme du ballon. Cet orifice de communication peut être obturé par un clapet hémisphérique qui vient s'y appliquer, si une dépression se produit dans le



Ass. techn. mar., 1901.

faisceau tubulaire, par suite d'une rupture du tube provenant d'un accident quelconque. Ce clapet est relié à une tige sortant par un petit presse-étoupe ménagé à la partie supérieure du ballon. Lorsque le clapet laisse la communication libre, la tige qui sert d'index est relevée; lorsque au contraire le clapet obture l'orifice, l'index s'abaisse, comme il est représenté dans la *fig. 2*. Une petite béquille permet d'immobiliser cet index, et le clapet qui en est solidaire, à la position d'ouverture, lorsque l'on veut opérer le nettoyage à la vapeur; en effet, si le robinet de communication entre la boîte du bas et le ballon est fermé, et si la purge du bas est ouverte, la vapeur se précipite du ballon dans le faisceau tubulaire pour y opérer la chasse de nettoyage; or, si le clapet n'était pas immobilisé, il se fermerait et arrêterait l'opération. A l'état de marche, le clapet est libre d'obéir aux différences de pression qui le sollicitent à se mouvoir, et, s'il vient à fonctionner pour obturer l'orifice d'un élément avarié, le chauffeur, qui voit l'index correspondant s'abaisser, n'a qu'à fermer le robinet de la boîte du bas pour isoler instantanément l'élément défectueux. L'élément ainsi supprimé est privé d'eau, et se brûle, mais les autres continuent à fonctionner, et l'accident n'a pour effet que de réduire la puissance de production de la chaudière. Cette manœuvre n'offre aucun danger pour le personnel, grâce aux diaphragmes qui se trouvent en tête des tubes. Les accidents mortels qui arrivent souvent dans les chaufferies restreintes sont dus la plupart du temps à un retour brusque de flamme du foyer sur la chambre de chauffe. Cette chasse des gaz du foyer n'est que la conséquence d'une surpression, qui se produit par suite de la vaporisation instantanée de l'eau, projetée d'un seul coup sur le foyer par la déchirure du tube. Cette eau se trouvant brusquement en contact avec une masse incandescente de charbon, renfermant une quantité énorme de calories disponibles, passe immédiatement à l'état de vapeur, donnant lieu à tous les effets d'un explosif brisant. Mais dans notre chaudière, la déchirure n'est en communication à pleine section de tube qu'avec le dôme de vapeur qui s'obture instantanément; de l'autre côté, elle est séparée de l'eau par le diaphragme, qui modère le débit, et ne permet pas une vidange instantanée dans le foyer. Cette particularité, commune à tous nos types, présente, dans le cas qui nous occupe, un avantage sérieux.

Enfin, nous arrivons, Messieurs, au dispositif de basculage, qui nous a permis de réaliser la plupart des points de notre programme.

Étant donnée la légèreté de notre faisceau tubulaire et du ballon, qui composent l'appareil évaporatoire proprement dit, nous avons pu fixer le ballon sur deux pieds placés de chaque côté de la façade. Ces pieds sont articulés sur deux tourillons placés à la hauteur de la grille. En crochant deux palans au plafond de la chaufferie, l'un agissant à la traction, l'autre comme retraite, on peut faire basculer l'appareil évaporatoire dans la chaufferie, comme cela est indiqué dans la *fig. 2*. Dans cette position, le faisceau est facilement accessible en tous ses points, soit pour le nettoyage, soit pour la visite ou

pour les réparations. Quelle que soit cette réparation, on peut toujours y substituer le remplacement d'un élément : pour cette manœuvre, il suffit de déboulonner les 8 boulons d'attache des boîtes, et d'enlever avec un palan l'élément à remplacer; puis on présente un élément interchangeable, et l'on resserre les 8 boulons. La chaudière se trouve alors avec un élément neuf.

Pour opérer ce basculage, il suffit de déboulonner la prise de vapeur de la conduite, de défaire les deux joints tricoises de l'alimentation, et le joint également tricoise de la purge. L'espace nécessaire pour le basculage avant n'atteint pas 2^m devant la chaudière, espace qu'il est, du reste, indispensable de toute façon de réserver pour la chauffe, et qu'on rencontre même dans les installations les plus restreintes sur les plus petits navires.

La rapidité de cette manœuvre est le point capital; nous avons songé à la faire cinématographier, pour vous en reproduire ici les différentes phases. Nous allons tout à l'heure vous montrer dans des projections animées la manœuvre du basculage avant, puis la remise en place du faisceau évaporatoire. Vous pouvez ainsi vous rendre compte du temps que demandent ces différentes opérations.

Ce montage du ballon sur support indépendant de la tôlerie du foyer nous procure la série d'avantages que nous revendiquons au début. Il rend la position de ce ballon indépendante des variations de hauteur dues aux dilatactions de l'enveloppe, supprimant ainsi une des principales causes de fatigue des tuyauteries.

Lorsqu'on met le navire en réserve, on peut égoutter et sécher complètement le faisceau tubulaire, le nettoyer et le badigeonner à l'extérieur. Quant à l'intérieur, il suffit d'y passer une corde trempée dans du goudron; on fait ensuite égoutter l'excès du liquide, en laissant quelques instants le faisceau dans sa position de nettoyage.

Le basculage permet également la réparation très facile de toutes les parties du foyer, la chambre de combustion étant entièrement dégagée.

Vous pouvez, Messieurs, vous rendre compte des facilités énormes que donne, pour l'entretien, ce dispositif; il n'est plus besoin pour ainsi dire de chaudières de réserve, mais de simples éléments de rechange suffisent pour assurer la sécurité à toutes les chaudières d'une escadre, quels que soient les types de navires qui la composent. Les projections que nous venons de vous montrer ont été prises sur une chaudière que nous venons de construire en vue d'essais par la Marine.

NOTE

SUR

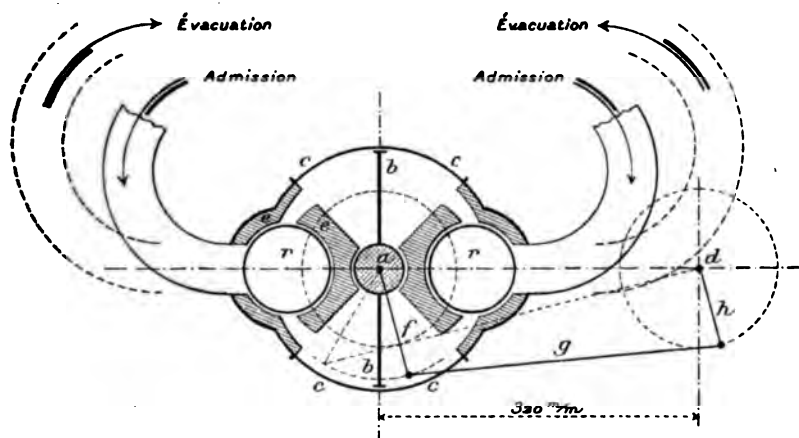
LE MOTEUR A VAPEUR

DE M. LE COMTE DE CHARDONNET.

Ce moteur se compose essentiellement d'un arbre *a*, traversant, suivant un diamètre, un disque *b*, oscillant dans une enveloppe ayant la forme générale d'une sphère.

Les deux moitiés du disque oscillent chacune dans un quart de la sphère *cc*.

Fig. 1.



Les deux autres quarts de la sphère sont occupés par des barillets *r*, ou robinets de distribution, animés d'un mouvement circulaire continu; les axes de ces barillets sont parallèles à l'axe du disque, à égale distance et dans le même plan.

Leurs tourillons tournent dans des coussinets de bronze, qui ferment her-

métiquement le boisseau et les barillets. Chaque barillet est divisé en deux parties dans sa longueur par une cloison hélicoïdale, donnant en chaque point, pour l'admission d'un côté, pour l'évacuation de l'autre, la section d'écoulement correspondant à la section de la lumière qu'elle dessert. Le boisseau porte deux lumières diamétralement opposées et symétriques, qui servent à l'évacuation et à l'admission. Les lumières du boisseau et du barillet sont disposées de façon à obtenir l'ouverture et la fermeture des lumières, dans l'espace de quelques centièmes de la course du piston palette *bb*. Les oscillations circulaires du piston palette *bb* sont transmises à l'arbre moteur *d* par une manivelle extérieure *f*, une bielle *g* et une manivelle *h* calée sur l'arbre moteur *d*.

La machine est construite tout en acier, sauf les barillets et les segments, qui sont en fonte de fer, et les coussinets en bronze. Les barillets sont mus par un renvoi d'engrenage prenant son mouvement sur l'arbre rotatif *d*, arbre sur lequel deux pignons d'angle, se faisant face, servent alternativement à la marche en avant et en arrière (les barillets doivent tourner toujours dans le même sens à cause des lumières de détente, que la machine marche en avant ou en arrière).

L'ensemble des dispositions qui précèdent a permis de réduire le poids et le volume de la machine. Le modèle actuellement réalisé pèse environ 85^{kg} sans le bâti. Ce bâti très lourd en fonte de fer sera remplacé par un autre en acier coulé, qui pèsera environ 25^{kg}, en sorte que le poids total de l'ensemble sera de 110^{kg} environ.

Les essais de la machine, limités par les pressions dont nous disposons, ont donné environ 22 chevaux pour 5^{kg} de pression et 600 tours, et un rendement d'environ 75 pour 100 de la puissance indiquée, avec la détente de deux tiers. La machine est à une seule détente et sans condenseur; comme elle peut supporter 15^{kg}, on peut lui demander 60 à 70 chevaux effectifs, pour un poids de 1^{kg}, 500 par cheval au frein. Rien n'empêchera dans l'avenir d'augmenter le nombre de tours, et, par conséquent, la légèreté spécifique de la machine.

Dans la machine actuelle, le changement de marche et les variations de la détente exigent qu'on arrête quelques secondes pour renverser la vapeur; mais on a prévu le mécanisme nécessaire pour renverser la vapeur, et modifier les détentes pendant la marche (les variations de détente pourront être obtenues automatiquement par un régulateur); mais il est difficile d'admettre qu'aux vitesses auxquelles tournera habituellement cette machine, il soit possible de renverser brusquement les efforts des organes sans risquer de briser quelqu'un de ces organes.

L'encombrement de la machine est d'environ 0^m,10 pour une machine de 50 à 60 chevaux, la pression étant supposée de 12^{kg} à 15^{kg}, et la vitesse de 700 à 800 tours.

Le graissage se fait par une pompe à huile avec trop-plein, et une rampe sous pression réglable.

Résultats d'essais effectués après la Session.

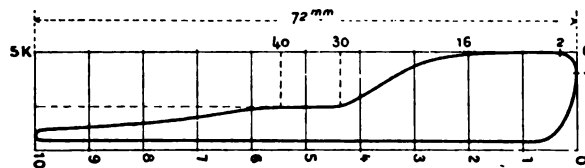
Les essais du petit moteur dont il est question ont donné, pour des pressions voisines de 5^{kg} , le diagramme ci-joint.

Fig. 2.

Le moteur fournit l'éclairage et la puissance motrice : 77 volts, 500 tours.
(19 chevaux?)

Volume du cylindre : $3^{\text{de}}, 300$.

11 juin 1901.



Le moteur tourne à vide : 86 volts, 540 tours.

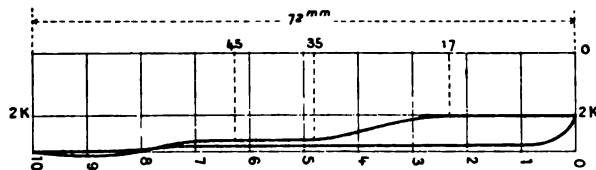


Diagramme pris sur un indicateur Thomson, dernier type.

La consommation de vapeur pour cette machine à une seule détente et sans condensation a été de $12^{\text{kg}}, 30$ de vapeur par cheval indiqué et par heure, $14^{\text{kg}}, 7$ par cheval-heure au frein, pour une pression moyenne de 3^{kg} au diagramme.

Le rendement chevaux au frein divisé par chevaux indiqués a été de 80 pour 100.

On remarquera qu'en ajoutant à la machine un condenseur à vide, la consommation serait d'environ $9^{\text{kg}}, 23$ par cheval-heure indiqué, et $11^{\text{kg}}, 03$ par cheval-heure au frein.

SUR LA

DÉTERMINATION DES FORCES D'INERTIE

DANS LES MACHINES ALTERNATIVES;

PAR M. LELONG,
Ingénieur de la Marine.

Les forces d'inertie qui se développent dans le système de transmission par bielle et manivelle exercent une influence considérable sur les conditions de fonctionnement des machines alternatives à allure rapide.

Il importe donc, dans l'étude d'un appareil, de déterminer ces forces aussi exactement que possible.

Nous nous proposons, dans la présente Note, d'indiquer un mode de détermination de ces forces d'inertie fondé sur les principes de Mécanique graphique dus à M. l'Ingénieur de la Marine Marbec ⁽¹⁾.

A proprement parler, cette méthode n'est qu'une application directe des procédés indiqués par M. Marbec, et il eût même été superflu d'en faire un exposé spécial, si les résultats immédiats auxquels elle conduit ne donnaient lieu à des constatations particulières, susceptibles de simplifier les constructions et les formules pratiques, au moins dans les cas les plus fréquents.

Les propositions formulées par M. Marbec ont un caractère tout à fait général, et permettent :

- 1° De construire les dérivées géométriques successives ou *cinèmes* du mouvement des points d'un système matériel;
- 2° De concentrer en un nombre de points limité les forces d'inertie d'un système.

Nous renverrons le lecteur au Mémoire de M. Marbec pour l'exposé de ces méthodes générales, et des démonstrations très élégantes qu'en a données l'auteur.

⁽¹⁾ Voir *Bulletin de l'Association Technique Maritime*, année 1892.

Nous nous bornerons à en extraire les propositions strictement nécessaires à la construction des forces d'inertie, et, pour assurer la continuité de l'exposé, nous en donnerons une démonstration directe.

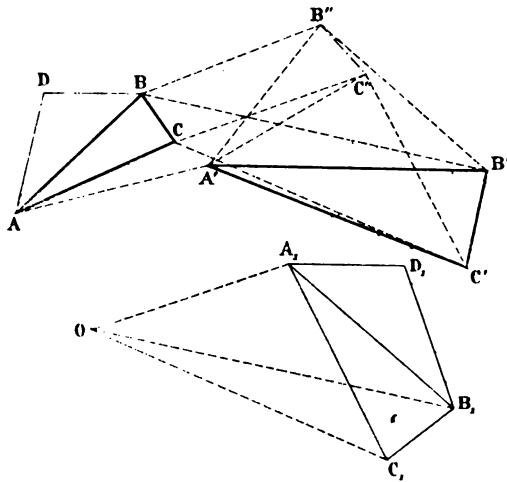
En principe, les forces d'inertie se composent d'une infinité de forces élémentaires prenant naissance en chaque point, et égales au produit de l'accélération de ce point par la masse élémentaire correspondante. La détermination des forces d'inertie revient donc à celle de l'accélération des différents points du système. Les forces élémentaires étant ainsi déterminées, il est essentiel pour les applications de les composer de manière à les ramener à un nombre limité de forces finies.

Détermination des accélérations.

THÉOREME PRÉLIMINAIRE. — *Si l'on trace les vecteurs joignant les points homologues de deux figures semblables situées dans un même plan, et qu'on mène par un point quelconque des droites égales et parallèles à ces vecteurs, les extrémités de ces droites forment une figure semblable à chacune des deux proposées.*

Considérons d'abord deux triangles semblables $ABC, A'B'C'$ (fig. 1). A partir d'un point O menons les droites OA_1, OB_1, OC_1 respectivement égales et paral-

Fig. 1.



lèles aux vecteurs AA', BB', CC' . Le triangle $A_1B_1C_1$ est semblable aux deux précédents.

En effet, remarquons d'abord que, si l'on transporte parallèlement à elle-même la figure ABC en $A'B'C'$, on ajoute à chacun des vecteurs une même

composante AA' , de telle sorte que l'on a :

$$B'B' = A_1 B_1$$

$$C'C' = A_1 C_1$$

D'autre part les triangles $A'B'B'$ et $C'A'C'$ sont semblables; car les angles en A' sont égaux, et comprennent des côtés homologues proportionnels.

On en déduit

$$\frac{A'B'}{A'C'} = \frac{B'B'}{C'C'} = \frac{A_1 B_1}{A_1 C_1}.$$

D'autre part, l'angle $B_1 A_1 C_1$ est égal à l'angle des deux droites $B'B'$ et $C'C'$, c'est-à-dire l'angle que font entre eux les côtés homologues des triangles $B'A'B'$ et $C'A'C'$. Donc

$$\text{angle } B_1 A_1 C_1 = \text{angle } B'A'C'.$$

Par suite, les triangles $A_1 B_1 C_1$ et $A'B'C'$ sont semblables, comme ayant un angle égal compris entre deux côtés proportionnels.

Le théorème ainsi démontré pour un triangle s'étend au cas d'une figure quelconque. Considérons en effet un quatrième point D ; en le joignant aux points A et B , on détermine un triangle DAB , qui donnera lieu à un triangle semblable $D_1 A_1 B_1$. Par suite la figure $D_1 A_1 B_1 C_1$ est semblable à la figure $DABC$.

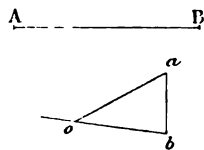
Le théorème est encore vrai, si l'on porte à partir d'un point quelconque des longueurs non plus égales, mais proportionnelles aux vecteurs.

Application à la détermination des vitesses. — THÉOREME : Si à partir d'un point o l'on porte des longueurs égales et parallèles aux vitesses des différents points d'un système indéformable, l'extrémité des lignes ainsi obtenues forme un système semblable au système proposé, et orienté orthogonalement.

Ce théorème résulte du précédent. Si l'on considère un déplacement infiniment petit du système proposé, les vitesses seront proportionnelles aux déplacements des points, et leur seront parallèles. Les vitesses peuvent donc être considérées comme des vecteurs de similitude.

Soit ab (fig. 2) la transformée de la ligne AB ; oa représente la vitesse du

Fig. 2.



point A , ob représente la vitesse du point B ; par suite ab , différence géométrique de ces deux lignes, représente la vitesse relative du point B par rapport à A ; donc ab est dirigée normalement à AB et les deux systèmes sont orthogonaux.

Détermination des accélérations. — Les accélérations des différents points d'un système matériel indéformable peuvent s'obtenir en grandeur et en direction :

1° En joignant un point fixe aux points homologues d'une figure semblable à la proposée;

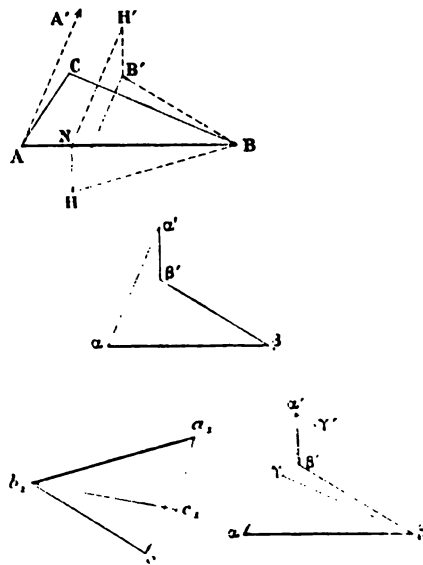
2° En joignant les points homologues de deux systèmes semblables aux proposés, orientés, l'un (P) parallèlement au système proposé, l'autre (Q) perpendiculairement au système proposé, le sens étant dirigé du système P au système Q. Ces deux systèmes peuvent être construits, l'un, P, par une méthode générale, l'autre, Q, d'après les liaisons imposées.

1° La première proposition résulte de ce que les accélérations sont proportionnelles aux variations infiniment petites des vitesses, et, par suite, aux vecteurs de similitude, auxquels donne lieu une variation infiniment petite de la figure des vitesses.

2° Soit ABC le système proposé.

Considérons d'abord la droite AB (fig. 3). Soient AA', BB' les accélérations de A et de B. Appliquons à tous les points du système une accélération égale et contraire à AA'. L'accélération du point A devient nulle. L'accélération du

Fig. 3.



point B devient BH. BH, qui est l'accélération relative de B par rapport à A, peut se décomposer en BN dirigée suivant AB, et en NH perpendiculaire à AB. Menons B'H' égal et parallèle à NH, et portons à part en $ax' \beta\beta'$ le polygone NH'B'B.

Il résulte du simple examen de la figure que les accélérations absolues AA' ax et BB' $\beta\beta'$ s'obtiennent en joignant les extrémités des deux

On construira, en partant d'un pôle o quelconque, l'épure des vitesses de ces systèmes successifs. Les vitesses étant les mêmes aux points d'articulation, au polygone continu ABCD correspondra un polygone des vitesses $abcd$, qui est également continu, dont les côtés sont perpendiculaires à ceux du polygone ABCD, mais qui n'est pas en général semblable au polygone ABCD, le rapport de similitude ne restant constant que pour les points invariablement liés entre eux.

Pour les accélérations, on déduira des polygones ABCD, $abcd$, le polygone (P) $\alpha\beta\gamma\delta$, et l'on déterminera d'après les liaisons du système le polygone (q) $\alpha'\beta'\gamma'\delta'$. Les accélérations étant les mêmes pour deux barres successives au point d'articulation, on obtient ainsi deux polygones continus, mais qui ne sont pas en général semblables au système proposé. Pour obtenir l'accélération d'un point M, lié à une des barres AB par exemple, il suffira de construire sur les droites ab , $\alpha\beta$, $\alpha'\beta'$ des triangles amb , $\alpha\mu\beta$, $\alpha'\mu'\beta'$ semblables à AMB. La vitesse de M sera om et son accélération sera $\mu\mu'$.

Composition des forces d'inertie.

On sait que l'ensemble des forces d'inertie appliquées à une figure plane, ou symétrique par rapport à un plan, admet une résultante, qui a pour valeur le produit de la masse par l'accélération du centre de gravité, et que son moment par rapport au centre de gravité est égal à $I \frac{d^2\theta}{dt^2}$.

Cette résultante varie donc en grandeur et en position suivant le mouvement du corps. Aussi est-il plus commode, au lieu de déterminer cette résultante, de chercher à concentrer les masses des divers points du système considéré en un nombre limité de points invariablement fixés au système, et tels que, quel que soit le mouvement, les forces d'inertie correspondantes donnent la même résultante que celles du système considéré.

Pour qu'on puisse ainsi substituer au système proposé un système composé d'un nombre limité de points affectés de masses fictives, il faut et il suffit que les deux systèmes aient même masse, même centre de gravité, même moment d'inertie autour du centre de gravité.

Ceci posé, il résulte du fait que la résultante d'inertie varie suivant le mouvement, qu'on ne peut concentrer toute la masse d'une pièce en un seul point.

Concentration de la masse en deux points. — On peut, au contraire, concentrer la masse en deux points A et B (fig. 5) satisfaisant aux conditions suivantes :

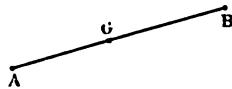
Soient G le centre de gravité, m_1 , m_2 les masses qui doivent être affectées aux points A et B. Les trois points A, G, B devront être en ligne droite. De

plus, on devra satisfaire aux relations suivantes :

$$\begin{aligned} m_1 + m_2 &= M \quad (\text{même masse}), \\ m_1 AG + m_2 BG &= 0 \quad (\text{même centre de gravité}), \\ m_1 \overline{AG}^2 + m_2 \overline{BG}^2 &= I \quad (\text{même inertie}), \end{aligned}$$

soit trois équations. On peut donc se donner arbitrairement une des quatre inconnues, soit AG , et en déduire les masses m_1 et m_2 et la distance BG . La

Fig. 5.



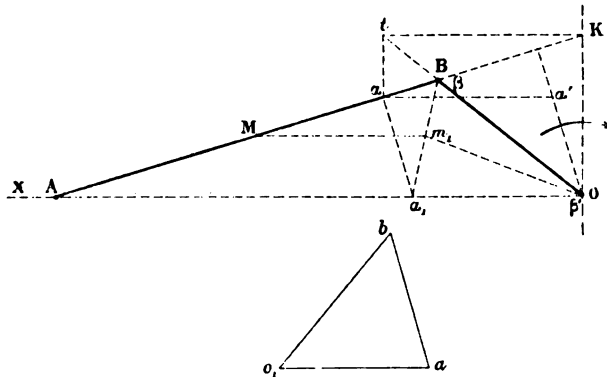
position du point A est seule arbitraire. On déduit des équations précédentes pour la position du point B.

$$AG \times BG = \frac{1}{M} = K^2 \quad (K, \text{ rayon de giration}).$$

On doit admettre, bien entendu, pour tout ce qui précède, l'existence des masses négatives.

Détermination des forces d'inertie dans le système bielle-manivelle. — Considérons une bielle AB (fig. 6), dont le point B est articulé à la manivelle OB,

Fig. 6.



et dont le point A se déplace sur la droite OX. Cherchons à déterminer la vitesse et l'accélération d'un point quelconque de la bielle.

Détermination de la vitesse. — Soit ω la vitesse angulaire de rotation de l'arbre; la vitesse du point B est égale à $\omega \times OB$. En prenant l'échelle des vitesses égale à $\frac{1}{\omega}$, cette vitesse est représentée en grandeur par OB.

Appliquons la méthode précédente.

Portons à partir d'un point o_1 la vitesse de B, c'est-à-dire une longueur égale et perpendiculaire à OB.

La transformée ab de AB lui est perpendiculaire. D'autre part, la vitesse $o_1 a$ du point A est dirigée suivant OX. Ces conditions déterminent le triangle $o_1 ab$.

La vitesse du point A peut se lire sur la figure même. En effet, prolongeons AB jusqu'en K à la rencontre de la perpendiculaire OK élevée sur OX; les deux triangles $o_1 ab$ et OBK sont égaux, comme ayant leurs côtés perpendiculaires et un côté égal, $o_1 b = OB$; donc $o_1 a = OK$, $ab = BK$.

On retombe ainsi, pour la vitesse du point A, sur l'expression $\omega \times OK$ indiquée par M. Clauzel.

Détermination des accélérations. — Supposons d'abord que le mouvement de rotation de l'arbre moteur est uniforme. L'accélération du point B est égale à $\frac{BO^2}{BO} = BO$.

L'accélération ainsi déduite de l'échelle des vitesses est ainsi construite à l'échelle $\frac{1}{\omega^2}$. Construisons les deux systèmes de figures P et q. Nous pouvons confondre B avec son homologue β du système P. Le point x sera alors situé sur la bielle même, à une distance telle que $xB = \frac{ab^2}{AB} = \frac{BK^2}{AB}$.

Le point x se détermine graphiquement par la construction suivante :

Menons Kt parallèle à OX, rencontrant en t le prolongement de BO. Menons tx parallèle à KO, x est le point cherché. On a, en effet,

$$\frac{xB}{BK} = \frac{tB}{BO} = \frac{BK}{AB},$$

d'où

$$xB = \frac{BK^2}{AB}.$$

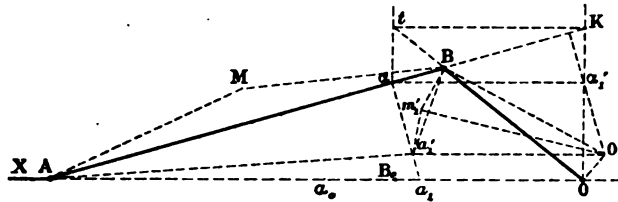
Construisons maintenant le système q. BO étant l'accélération du point B, l'homologue β' de B dans le système q se confond avec O. De plus, la droite $x'\beta'$ est perpendiculaire à AB, enfin l'accélération du point A est parallèle à OX. Le point x' est donc déterminé par la rencontre de xx' parallèle à OX et de Ox' perpendiculaire à AB. xx' est l'accélération du point A.

Cherchons maintenant à déterminer une figure semblable à la bielle, et telle qu'on obtienne l'accélération d'un point M quelconque lié à la bielle, en joignant l'homologue m_1 de ce point à un point fixe. Il suffit pour cela de mener par le point x une perpendiculaire xa_1 , qui rencontre en a_1 l'axe OX. La droite $a_1 B$ est la figure cherchée. En effet, BO est l'accélération du point B, et $a_1 O = xx'$ est l'accélération du point A. Il suffit donc, pour obtenir l'accélération d'un point M, de construire le triangle $a_1 m_1 B$ semblable à AMB; $m_1 O$ sera l'accélération de M. En particulier, si M est situé sur la bielle, il suffira de mener la parallèle Mm_1 à l'axe OX.

On retombe ainsi sur la construction de M. Massau.

Cas où la vitesse de rotation ω n'est pas uniforme. — Dans ce cas, la détermination du système P reste la même, β restant confondu avec B; mais l'accélération de B (fig. 7) est dirigée suivant BO' . L'accélération $\alpha\alpha'$ du point A s'obtiendra donc en menant par le point O' une perpendiculaire $O'\alpha'_1$ à AB.

Fig. 7.



Pour obtenir l'accélération d'un point quelconque de la bielle, menons par le point O' une parallèle à OX jusqu'à sa rencontre en α'_1 avec $\alpha\alpha_1$.

L'accélération du point A est alors égale à $\alpha'_1 O'$. L'accélération d'un point quelconque M lié à la bielle s'obtiendra donc en faisant un triangle $\alpha'_1 m'_1 B$ semblable à AMB , et en joignant $m'_1 O'$.

Cas des points morts. — Aux points morts, la construction du point α donnée plus haut tombe en défaut. Ce point est situé en α_0 sur l'axe OX . Le point B vient en B_0 .

On a toujours

$$\alpha_0 B_0 = \frac{B_0 K^2}{AB}.$$

Mais

$$B_0 K = B_0 O.$$

En appelant r le rayon de la manivelle et l la longueur de la bielle, on a donc

$$\alpha_0 B_0 = \frac{r^2}{l}.$$

L'accélération de A sera :

Au point mort BV.	$r + \frac{r^2}{l},$
Au point mort HV.	$\frac{r^2}{l} - r.$

Composition des masses. — On peut concentrer la masse de la bielle en deux points, dont le point A (fig. 8), et un point C situé sur l'axe à une distance du centre de gravité G telle que

$$CG \times GA = K^2.$$

Les masses m_1 et m_2 affectées aux points A et C devront satisfaire aux équations

$$\begin{aligned} m_1 \overline{AG} &= m_2 \overline{GC}, \\ m_1 + m_2 &= M. \end{aligned}$$

La masse m_1 s'ajoutera aux masses M_a (piston, tige, traverse, etc.), qui se déplacent suivant OX, et qui peuvent être concentrées en A. La force d'inertie correspondante sera donc

$$-(M_a + m_1)\gamma,$$

en désignant par γ l'accélération du point A.

La masse m_2 concentrée au point C donnera lieu à une force d'inertie

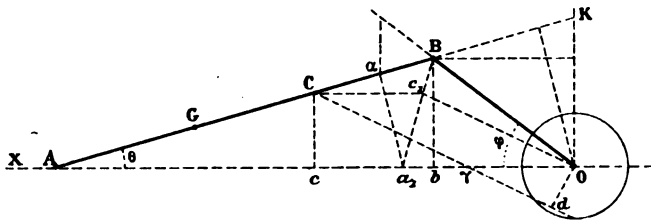
$$m_2 \times c_1 O,$$

$c_1 O$ étant l'accélération de A.

Menons Cy égal et parallèle à $c_1 O$.

Il est facile de se rendre compte que la position du point γ varie très peu

Fig. 8.



pendant un tour de la manivelle, pourvu que le rapport $\frac{l}{r}$ atteigne une valeur assez grande ⁽¹⁾.

On a, en effet, $\gamma O = Cc_1 = Aa_1 \times \frac{BC}{AB}; \frac{BC}{AB}$ est constant, puisque le point C est fixe sur la bielle,

Soit θ l'angle BAO; on a

$$Aa_1 = \frac{Ax}{\cos \theta} = \frac{AB - \frac{BK^2}{AB}}{\cos \theta} = \frac{l - \frac{BK^2}{l}}{\cos \theta}.$$

D'autre part

$$BK \cos \theta = r \cos \varphi,$$

φ étant l'angle de la manivelle compté à partir du point mort BV. On a enfin la relation

$$l \sin \theta = r \sin \varphi, \\ \overline{BK}^2 \cos^2 \theta = r^2 - r^2 \sin^2 \varphi = r^2 - l^2 \sin^2 \theta,$$

d'où

$$Aa_1 = \frac{l - \frac{r^2 - l^2 \sin^2 \theta}{l \cos^2 \theta}}{\cos \theta} = \frac{l^2 - r^2}{l \cos^2 \theta}.$$

⁽¹⁾ La fixité approximative du point γ a été remarquée sur l'épure par M. Tourreil, élève libre à l'École du Génie maritime.

La valeur de Aa_1 est minimum pour $\theta = 0$, c'est-à-dire aux points morts; elle croît jusqu'à $\varphi = 90^\circ$ ($\sin \theta = \frac{r}{l}$).

Dans toutes les machines marines, on a approximativement

$$\frac{l}{r} = 4.$$

La valeur correspondante de $\frac{1}{\cos^3 \theta}$ est 1,1.

La valeur moyenne de Aa_1 est donc égale à

$$\frac{l^3 - r^3}{l} \times 1,05 = 0,985l.$$

les valeurs extrêmes sont 0,94 l et 1,03 l .

On commet donc une erreur négligeable en prenant $Aa_1 = l$ pour la détermination du point γ .

A cette valeur correspond

$$\gamma O = CB.$$

Applications.

L'influence des forces d'inertie sur le fonctionnement d'une machine peut être étudiée à trois points de vue, savoir :

- 1° La régularité du couple moteur;
- 2° La fatigue des pièces et la douceur des changements de portage;
- 3° Les réactions exercées sur le plan de pose.

Régularité du couple moteur. — Pour déterminer le moment moteur dû aux forces d'inertie, l'application de ce qui précède conduit à procéder de la manière suivante :

On décomposera la masse de la bielle, comme il a été expliqué ci-dessus. On déterminera ainsi le point C, ainsi que les masses m_1 et m_2 . On affectera au point A la masse $M_a + m_1$, en désignant par M_a la somme des masses du piston, de la tige, de la traverse et du patin.

On déterminera, d'autre part, l'accélération du point A par la construction indiquée ci-dessus. La force d'inertie des masses concentrées en A étant ainsi déterminée, il suffira de l'ajouter algébriquement à l'effort statique dû à la vapeur et au poids des pièces mobiles, et de déterminer le moment de la force résultante par la construction de M. Clauzel.

Reste à calculer le moment de la force d'inertie concentrée en C.

Ce moment est égal à $m_2 \times C\gamma \times Od \times \omega^2$.

Or, $C\gamma \times Od$ est le double de l'aire du triangle $CO\gamma$ (fig. 8); on a donc

$$C\gamma \times Od = Cc \times \gamma O = Bb \times \frac{AC}{AB} \times \gamma O,$$

et en posant $BC = \lambda$, la valeur du moment sera

$$\omega^2 m_2 \times Bb \times \frac{l - \lambda}{l} \times \gamma O = \omega^2 m_2 \frac{l - \lambda}{l} \gamma O \times r \sin \varphi,$$

ou approximativement, comme γO est peu différent de BC ,

$$\omega^2 m_2 \frac{l - \lambda}{l} \lambda r \sin \varphi.$$

Ce moment est donc proportionnel à l'ordonnée $Bb = r \sin \varphi$ du point B. Il est donc facile à évaluer.

Il est à remarquer que, si avec une machine à plusieurs cylindres les bielles sont identiques, et si les calages des manivelles sont symétriques, on aura en vertu d'un théorème connu de trigonométrie,

$$\Sigma m_2 \frac{l - \lambda}{l} \lambda r \sin \varphi = m_2 \frac{(l - \lambda)}{l} \lambda \Sigma r \sin \varphi = 0.$$

Le moment total sera constamment nul. On n'aura pas à s'en occuper pour la détermination du moment moteur total de la machine.

C'est pratiquement ce qui se passe pour la plupart des machines marines. Lorsque les calages ne sont pas rigoureusement symétriques, le moment total dû aux forces d'inertie concentrées en C reste assez faible pour qu'on puisse le négliger.

Il suffit donc pratiquement de considérer la force d'inertie de la masse $M_A + m_1$ concentrée en A.

Le calcul exact de la masse m_1 est assez long, mais avec les formes de bielles usuelles, m_1 représente une fraction à peu près constante de la masse totale de la bielle, qu'on peut pratiquement prendre égale à $\frac{1}{3}$.

Cette manière de procéder diffère peu, en somme, de l'usage ordinairement suivi, et qui consiste à concentrer toutes les masses en A, en ne prenant qu'une fraction de la masse totale de la bielle. On voit, par ce qui précède, que la fraction qu'il convient de prendre est d'environ $\frac{1}{3}$, et que, dans ces conditions, on obtient des résultats pratiquement exacts.

Fatigue des pièces et changements de portage. — Pour apprécier l'influence des forces d'inertie sur la fatigue des pièces et la douceur des changements de portage, il suffit de tracer en fonction des angles de la manivelle les courbes des efforts dus à la pression de la vapeur, au poids des pièces et aux forces d'inertie.

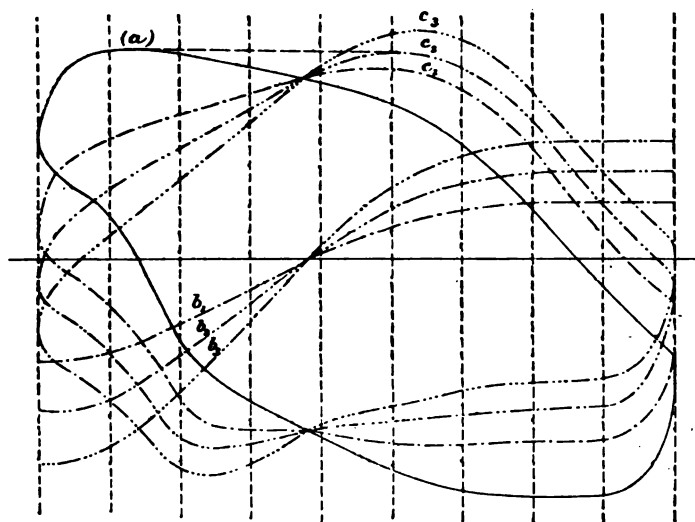
Nous nous proposons de revenir ultérieurement sur cette question, lorsque

nous aurons pu réunir un nombre suffisant de résultats d'expérience. Nous nous bornerons pour le moment à quelques remarques d'un caractère général.

La courbe représentative des forces d'inertie affecte la forme représentée sur la fig. 9 (courbes *b*).

Pendant la première moitié de la course du piston, la force d'inertie, étant

Fig. 9.



négative, diminue la pression exercée sur les articulations. L'effet contraire a lieu pendant la deuxième moitié de la course.

Pour les machines marines à double effet, les diagrammes dus aux pressions ont une configuration telle que (a), fig. 9.

Lorsque l'allure augmente, la force d'inertie prend des valeurs croissantes $b, b, b, \dots$, et les forces résultantes correspondantes sont $c, c, c, \dots$.

On voit ainsi que, lorsque l'allure va en croissant, la force d'inertie a d'abord pour effet de diminuer l'effort maximum qui s'exerce sur les pièces; puis cet effet va en s'atténuant, et à partir d'une certaine allure, qui correspond à la courbe c_1 , l'effort résultant dépasse l'effort maximum statique.

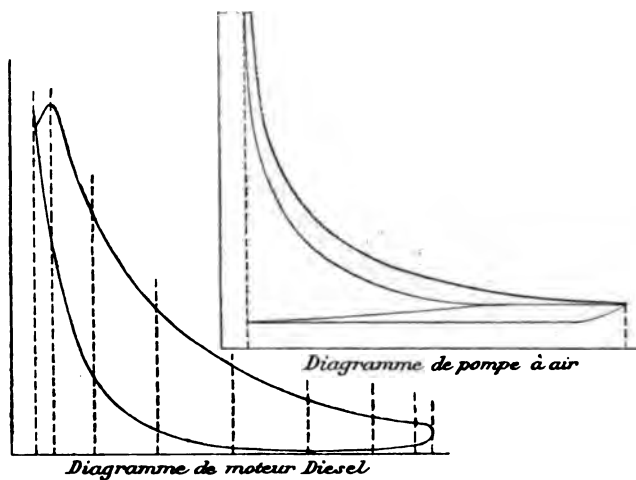
A partir de cette allure, il est nécessaire de tenir compte des forces d'inertie pour le calcul de la fatigue des pièces. Cette allure est dépassée pour les machines de torpilleurs, et pour les cylindres à basse pression des machines récentes des grands bâtiments.

Un cas intéressant est celui des machines à simple effet à courte période d'introduction, telles que les moteurs à gaz et les pompes à air (la période de refoulement remplaçant alors l'introduction).

La *fig. 10* représente le diagramme d'un moteur Diesel, et le diagramme type d'une pompe à air verticale. Le diagramme du compartiment inférieur

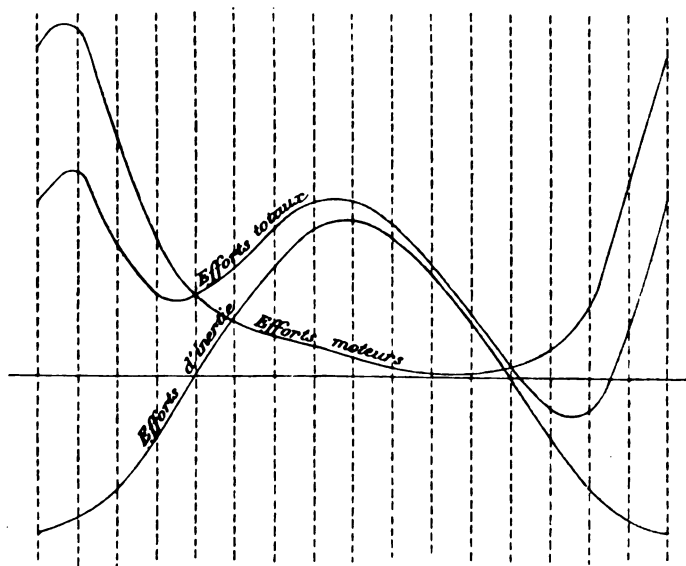
de la pompe pouvant être négligé, on voit que les diagrammes de ces deux machines ont à peu près la même configuration.

Fig. 10.



Il est facile, dans ce cas, de déterminer la vitesse de rotation la plus avantageuse au point de vue de la fatigue des pièces. En négligeant l'effet de

Fig. 11.



l'obliquité des bielles, c'est à peu près celle pour laquelle la force d'inertie maxima est égale à la moitié de l'effort statique maximum.

Soient N le nombre de tours;
 r le rayon de la manivelle;
 P l'effort statique maximum;
 M la masse des pièces mobiles.

La condition précédente est réalisée lorsqu'on a

$$M \times \frac{4\pi^2 N^2}{3600} \times r = \frac{P}{2}.$$

L'adoption d'un nombre de tours assez élevé pour ce genre de machines est donc, en principe, avantageuse au point de vue de la fatigue des pièces.

Le nombre de tours qui satisfait à l'équation ci-dessus n'est, en général, pas atteint pour les pompes à air en service dans la Marine militaire. Nous avons constaté, à bord du *Carnot*, qu'un échauffement de tête de bielle de pompe à air, persistant à allure lente, a disparu très rapidement lorsqu'on a augmenté l'allure de l'appareil.

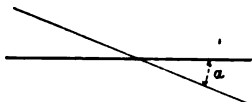
Le changement de portage a lieu lorsque la force résultante est nulle. L'intensité du choc qui se produit alors dépend du jeu, et des valeurs successives de la force résultante.

M. Bertin a démontré, dans son *Traité des machines marines* (p. 621 et suiv.), comment on peut, en traçant les courbes intégrales des courbes des efforts, calculer la force vive et la durée du choc.

On peut simplifier cette méthode dans le cas où la courbe des efforts résultants peut être assimilée à un segment de droite dans la portion correspondant au choc; cette approximation est suffisante dans la plupart des cas.

Si l'on admet que le mouvement de rotation de l'arbre est uniforme,

Fig. 12.



l'accélération relative est à chaque instant proportionnelle à l'ordonnée de la courbe résultante,

$$\gamma = \frac{\omega t \times \tan \alpha}{M},$$

M masse de l'attelage mobile;
 α angle de la courbe résultante avec l'axe des x ;
 ω vitesse angulaire.

On en déduit

$$v = \frac{1}{2} \frac{\omega t^2 \tan \alpha}{M},$$

$$e = \frac{1}{6} \frac{\omega t^3 \tan \alpha}{M}.$$

Soit ε le jeu des coussinets; la durée τ du changement de portage sera donnée par l'équation

$$\tau = \left(\frac{6\varepsilon M}{\omega \tan \alpha} \right)^{\frac{1}{2}}$$

et, par suite, la force vive au moment du choc

$$\frac{M v^2}{2} = \frac{1}{8} \frac{\omega^2}{M} \left(\frac{6\varepsilon M}{\omega \tan \alpha} \right)^{\frac{1}{2}} \tan^2 \alpha = K M^{\frac{1}{2}} N^{\frac{2}{3}} \varepsilon^{\frac{1}{2}} \tan^{\frac{2}{3}} \alpha$$

avec

$$K = \frac{6^{\frac{1}{2}}}{8} \left(\frac{4\pi^2}{3600} \right)^{\frac{1}{2}} = 0,64.$$

Cette formule permet d'apprécier le degré d'importance des différents éléments de fonctionnement sur l'intensité du choc.

Le changement de portage se produira d'autant plus tard :

- 1° Que les forces retardatrices auront une valeur moindre;
- 2° Que la vitesse de rotation et, par suite, la force d'inertie seront plus grandes.

La valeur des forces retardatrices dépend des formes du diagramme dans le voisinage de l'extrémité de course. Les phases de la régulation correspondantes sont, d'un côté, la compression ou l'avance à l'admission, et, de l'autre, l'avance à l'évacuation.

Les conditions dans lesquelles se produit le changement de portage dépendent donc de la combinaison de ces phases, et non de la valeur particulière de l'une d'entre elles. C'est ce qui rend souvent difficile la correction des chocs de régulation. Si l'on cherche, par exemple, à modifier la régulation en agissant sur les recouvrements à l'évacuation des tiroirs, ce qui est particulièrement facile avec les tiroirs cylindriques, on produit deux effets inverses sur la compression et sur l'avance à l'évacuation, de sorte que le résultat final reste douteux. Sur le *Lavoisier*, on a diminué les recouvrements à l'évacuation des cylindres BP, par rapport à ceux de la machine identique du *Galilée*. Cette modification a eu pour effet de diminuer la compression, et d'augmenter l'avance à l'évacuation. En comparant les diagrammes, on a constaté que la force retardatrice avait légèrement augmenté; l'effet prédominant avait été celui de l'avance à l'évacuation. Une modification analogue a produit un effet inverse au cylindre MP, ainsi qu'on pouvait s'y attendre; car l'effet de la compression est beaucoup plus marqué à cause de la pression plus élevée de la vapeur, tandis que l'effet de l'avance à l'évacuation est sensiblement moindre, la chute de pression à la fin de la détente étant très faible.

Lorsque le changement de portage a lieu longtemps avant l'extrémité de course, il en résulte rarement de choc appréciable sur les pieds et têtes de bielles; mais il se produit presque toujours un choc au patin de glissière, si

l'on ne prend pas soin de réduire au minimum le jeu compris entre le patin et la contre-glissière ($\frac{1}{10}$ à $\frac{3}{10}$ de millimètre). En effet, le changement de portage anticipé a pour effet de décoller le patin, et de l'appliquer sur la contre-glissière. A l'extrémité de course, il retombe sur la glissière, en donnant lieu à un choc, dont la force vive est proportionnelle à la puissance $\frac{1}{2}$ du jeu, et à la force résultante qui s'exerce sur le piston à l'extrémité de course. Mais il est en général facile de réduire les forces retardatrices, et, par suite, d'empêcher que le changement de portage ne se produise trop tôt.

Il est plus difficile de produire l'effet inverse, comme on aurait intérêt à le faire le plus souvent pour les cylindres BP. Les forces retardatrices se font, en effet, sentir très tard dans les cylindres BP; le changement de portage a lieu tout près de l'extrémité de course. La courbe des forces retardatrices est alors très inclinée, l'angle α voisin de 90° ; le changement de portage est dur.

Sur les machines récentes à grande vitesse, il arrive que dans les cylindres BP la force d'inertie à bout de course est supérieure à la pression maximum due aux efforts statiques; le changement de portage se fait pendant la course de retour. Cet effet sera vraisemblablement très prononcé sur les machines actuellement en construction. Il ne semble pas à *priori* qu'il doive en résulter de chocs notables aux changements de portage. Les machines qui marchent à vide, et dans lesquelles le changement de portage se produit au milieu de la course de retour, ont, en général, un fonctionnement doux; mais il est à prévoir qu'il y aura une allure intermédiaire, pour laquelle le changement de portage se produira tout près de l'extrémité de course, et, par suite, sera un peu plus dur.

Réactions sur le plan de pose. — Pour étudier les réactions sur le plan de pose et les moyens de les combattre, il suffit de connaître les composantes des forces d'inertie de chaque attelage, suivant la direction OZ de l'axe du cylindre et suivant une perpendiculaire OY au plan passant par l'axe du cylindre et l'axe de l'arbre moteur.

Aux forces d'inertie considérées jusqu'ici doivent s'ajouter celles qui sont dues à la masse de la soie et des bras de manivelles, et qu'on peut concentrer au centre de gravité de ces masses.

Soient P_a le poids du piston, tige, traverse, patin;
 p_1 la fraction du poids de la bielle concentrée au pied A;
 p_2 la fraction du poids de la bielle concentrée au point C;
 P_b le poids de la soie et des deux bras de manivelle;
 $GO = \rho$ la distance à l'axe de l'arbre du centre de gravité du poids P_b ;
 $m = \frac{l}{r}$ le rapport de la bielle à la manivelle;
 C la course.

Considérons successivement les forces d'inertie concentrées en A, en C et

Ces expressions deviennent, en y introduisant la course du piston C et le nombre de tours N, au lieu de r et ω ,

$$I_z = 0,000559 \text{ CN}^2 \left[\left(P_a + p_1 + p_2 + \frac{P_b \times 2 \rho}{G} \right) \cos \varphi - (P_a + p_1) \frac{\cos 2 \varphi}{m} \right],$$

$$I_y = 0,000559 \text{ CN}^2 \left(p_2 \frac{l - \lambda}{l} + \frac{2 P_b \rho}{G} \right) \sin \varphi.$$

On annulera complètement la composante I_y par un contrepoids de manivelle de poids P_c , dont le centre de gravité serait sur le prolongement de GO, à une distance x de l'axe telle que :

$$P_c \times x = p_2 G \frac{l - \lambda}{l} + 2 P_b \rho.$$

Les composantes I_z et I_y étant déterminées pour chaque attelage, on calculera d'après les distances des cylindres, pour l'ensemble de la machine, les moments de ces forces par rapport à deux axes fixes parallèles à OZ et OY et passant par l'axe de l'arbre.

Quant au moment des forces d'inertie par rapport à l'axe de l'arbre, il est pratiquement nul, si les calages sont symétriques, et si la vitesse de rotation est uniforme. Car les moments des forces concentrées en C et en G sont alors nuls. D'autre part, les forces concentrées en A rencontrant l'arbre, leur moment est toujours nul.

NOTE

SUR

L'INSTALLATION DES LIGNES D'ARBRES

DANS LES EMBARCATIONS RAPIDES A PÉTROLE;

PAR M. A. TELLIER FILS,
Ingénieur-Constructeur.

L'installation des moteurs à pétrole à grande vitesse dans des coques très légères en bois présente certaines difficultés, qu'il nous a été permis d'étudier, étude dont nous avons l'honneur de vous communiquer les résultats.

L'embarcation sur laquelle ces essais ont été faits a comme dimensions :

Longueur extrême.....	14 ^m , 500
Largeur.....	1 ^m , 700
Tirant d'eau de carène.....	0 ^m , 280
Creux au maître.....	0 ^m , 850
Tirant d'eau sous hélice.....	0 ^m , 800
Maitresse section M.....	0 ^m ² , 280
Vitesse moyenne.....	28 ^{km} soit 15 nœuds.

Moteur à pétrole à 4 cylindres verticaux (dit *type équilibré*), force 30 chevaux à 900 tours par minute, allumage du mélange par tube de platine incandescent ou électrique (la machine marche avec l'un ou avec l'autre, et en course avec les deux à la fois, pour être sûr de n'avoir aucun raté), changement de marche par mouvement différentiel (indépendant du moteur et de l'hélice); ce moteur a été construit sur les plans de M. le commandant Krebs, Directeur de la Société anonyme des anciens Établissements Panhard et Levassor.

Construction de la coque à triple bordé en bois de cèdre avec toile intercalée : premier bordé intérieur transversal, épaisseur 4^{mm}; deuxième bordé intérieur incliné sur l'arrière à 22°, épaisseur 5^{mm}; troisième bordé extérieur et longitudinal, épaisseur 6^{mm}.

Ces bordés sont fixés avec des vis en laiton sur des serres longitudinales en orme blanc du Canada; les membrures sont posées sur ces serres, et par conséquent isolées du bordé.

Une des particularités de ce bateau, c'est sa ligne d'arbres, construite sur nos indications par la Société anonyme des anciens Établissements Panhard et Levassor; elle se compose de trois arbres formant une ligne brisée : 1° l'arbre du moteur; 2° un arbre intermédiaire; 3° l'arbre porte-hélice.

Différents motifs nous ont conduit à adopter cette disposition nouvelle après des essais faits sur des bateaux analogues. Voici pourquoi : dans un bateau de forme normale avec une machine à vapeur, la ligne d'arbres est à peu près horizontale; en effet, la machine est presque entièrement au-dessous de la flottaison, ceci grâce à l'absence d'un volant, et le diamètre du propulseur est à peu près égal au tirant d'eau, tandis que dans un bateau comme celui dont nous parlons, le diamètre du volant est très grand; en effet, il a 460^{mm} de diamètre, pour une hauteur d'encombrement de machine de 0^m,700; le volant a donc comme hauteur 65,5 pour 100 de la hauteur du moteur.

Nous sommes donc obligés, à l'endroit du volant, de mettre le centre de l'arbre à 230^{mm} au-dessus de la carlingue, ce qui nous met à 90^{mm} au-dessus de la flottaison; d'autre part, avec une hélice de 0^m,60 de diamètre et 0^m,10 de passage entre celle-ci et la coque, le centre est à 0^m,470 au-dessous de la flottaison; en joignant par une ligne droite le centre du volant et l'hélice, on obtient un axe qui est très incliné sur la flottaison, puisque cette inclinaison atteint 6°. Cette disposition de la machine a plusieurs inconvénients très graves; en effet, dans ces moteurs à grande vitesse, l'arbre coudé est hermétiquement enfermé dans le bâti (en aluminium) de la machine, et le graissage des têtes de bielle a lieu par barbotage; mais avec cette inclinaison il arrive ceci, c'est que les têtes de bielle de l'arrière sont lubrifiées d'une façon exagérée, et les deux de l'avant très peu. En outre, dans ces coques très légères (puisque le déplacement de celle dont nous parlons atteint en ordre de marche 1250^{kg}), il se produit des déformations très sensibles; or, avec une ligne d'arbres rigide, cela occasionne des échauffements considérables des paliers, et une perte de force très grande qui peut atteindre 20 pour 100, les moteurs à grande vitesse étant naturellement très sensibles à un accroissement de la résistance.

Voici le remède à ces inconvénients : 1° pour le graissage des têtes de bielle, mettre le moteur horizontal; 2° pour que les déformations de la coque n'aient aucune influence sur la ligne d'arbres, mettre l'arbre porte-hélice dans un tube de laiton (sur toute sa longueur), la butée de l'hélice sur un palier à billes solidaire de ce tube; relier le moteur à l'arbre porte-hélice, par un arbre intermédiaire, au moyen de deux joints à la Cardan. Le tube de laiton est fixé à l'intérieur sur la carlingue au moyen de deux équerres en acier boulonnées, et il est fixé à l'extérieur par un support en forme de V en bronze Delta. Or la machine, étant montée avec son changement de marche

sur un châssis en cornières d'acier, ne peut subir aucune déformation; d'autre part, l'arbre porte-hélice, tournant dans des bagues en gaïac toutes solidaires du même tube, ne peut pas non plus se déformer; c'est alors l'arbre intermédiaire entre ses joints universels qui suit les déformations de la coque. Vous vous rendrez parfaitement compte de cette installation, Messieurs, en examinant la *Pl. V* jointe à cette note.

Vous remarquerez que le presse-étoupes est supprimé; il est remplacé par un simple graisseur à graisse consistante, avec lequel on injecte de la graisse dans une rainure faite dans la douille en bronze qui supporte la couronne de billes; l'étanchéité est parfaite, la suppression du presse-étoupe et le remplacement du palier de buttée ordinaire à anneaux par un palier à billes a pour effet d'augmenter dans de notables proportions le rendement d'une ligne d'arbres ainsi construite. Même à 900 tours, les joints universels se comportent parfaitement bien, sans aucun échauffement ni bruit.

Le palier à anneaux que l'on voit sur le dessin d'ensemble de la ligne d'arbres est un ancien palier de buttée, mais dans la disposition actuelle il ne sert que comme palier simple.

Cette disposition de montage avec joints universels a un autre avantage : c'est de ne nécessiter aucune précision ni précaution spéciale pour le carlinage de la machine.

Nous employons depuis six ans des paliers à billes dans nos bateaux, soit comme paliers ordinaires, soit comme paliers de buttée, et nous n'avons jamais eu de mécomptes. Nous n'avons pas non plus observé d'usure appréciable des cuvettes, qui sont en acier trempé et cimenté (rectifié après la trempe). Nous pensons, Messieurs, qu'il serait intéressant de faire un essai de buttée avec une machine de grosse force et un nombre de tours élevé, pour pouvoir se rendre un compte exact de l'avantage qui en résulterait. C'est pourquoi nous vous communiquons cette petite Note.

DISPERSEUR DE BROUILLARD

(FOG DISPERSER),

PAR M. DIBOS,

Ingénieur-conseil, Lauréat de l'Institut.

On sait que si la température s'abaisse au-dessous du point de saturation, aussitôt la vapeur atmosphérique se condense sous forme de fines gouttelettes, qui demeurent en suspension dans l'espace, en raison de leur poids infinitésimal, et de la résistance que l'air oppose à leur chute.

Leurs agglomérations opacient les couches atmosphériques, et constituent les brumes et brouillards, quand ces nuées se tiennent près du sol ou de la mer.

Les pays maritimes, tels que la côte Est Américaine, la Norvège, les Iles Britanniques, dont les côtes sont baignées par des courants chauds des eaux du Gulf-Stream, sont fréquemment envahis par les brumes et brouillards, n'ayant pas d'autre cause que l'évaporation énergique de ces eaux, produisant d'abondantes vapeurs, du fait du degré inférieur de la température de l'air. L'épaisseur de ces brouillards croît en raison directe de la plus grande différence de température entre la mer et l'air.

D'après les savantes recherches de M. Aitken, il ressort que la précipitation de la vapeur d'eau, à l'état de très fines gouttelettes constituant le brouillard, aurait pour conditions essentielles la présence préalable de poussières microscopiques solides, dans le milieu où ce brouillard se forme. Quel que soit le mode de formation de la brume ou du brouillard auquel on s'arrête, il est constant que, dès l'instant où la température de l'air s'élève, et tend à se rapprocher de celle de la mer, les gouttelettes chutent ou se dissipent, et la transparence de l'atmosphère renaît.

En 1899, nous fûmes amenés à aller surveiller les essais de quarante-huit heures en route libre, de la machine réparée d'un vapeur norvégien, entré en relâche, avec avaries de cylindres, dans un de nos ports français du nord.

Au cours de la première nuit de route, nous fûmes pris dans un banc de brume d'une opacité telle que, sur le pont, deux interlocuteurs placés l'un vis-à-vis de l'autre formaient silhouettes pour chacun d'eux. Nous nous trouvions environ à 65 milles au nord-ouest de Calais, mer calme.

En nous plaçant près de la manche à vent des chaufferies tribord, sur le pont, afin, en bénéficiant de la chaleur des chaudières, de combattre les effets pénétrants de la brume glacée qui nous gelait, en dépit de nos cirés et de nos vêtements de laine, nous fûmes frappés de voir que la brume était dissipée partiellement à l'endroit du pont où débouchait le pavillon de la manche à vent *répandant* l'air chaud au dehors ⁽¹⁾.

Désireux de nous rendre compte si ce phénomène n'était que momentané, nous orientâmes dans des directions successivement différentes le pavillon de la manche à vent, et nous constatâmes la dispersion de l'opacité de la brume, suivant les génératrices du tronc de cône formé par le pavillon de ladite manche à vent.

Nous fîmes amener dans la chaufferie un petit ventilateur qui, puisant l'air chaud de cette chambre, l'envoyait par une gaine en toile *ad hoc* dans la manche à vent tribord débouchant sur le pont. Le ventilateur ayant été actionné, et le pavillon de la manche à vent ayant été orienté dans le sens parallèle à l'axe du navire, vers l'avant, une trouée se forma horizontalement dans le brouillard, permettant ainsi la découverte des objets sur le pont jusqu'au mât de misaine. Nous stoppâmes. Nous fîmes armer et amener la baleinière tribord, dans laquelle nous montâmes, munis d'une verrine allumée. Avant de pousser, ordre fut donné d'orienter le pavillon de la manche à vent tribord dans le sens perpendiculaire à l'axe du navire, et en recommandant à bord de bien veiller jusqu'à quelle distance nous demeurerions visibles du navire, comptant faire l'observation réciproque de notre côté.

Nous débordâmes en nageant doucement, et nous nous tinmes dans le secteur d'échappement d'air chaud projeté par la manche à vent.

Un coup de sifflet du navire, dont la sirène fonctionnait sans cesse aux intervalles réglementaires, devait nous aviser du moment où notre embarcation commencerait à être peu visible pour les observateurs du navire.

Nous distinguions nettement les détails de la passerelle, du pavois et du bas de la cheminée du steamer, au droit de la manche à vent déversant l'air chaud.

Sur les côtés de la trouée faite dans le brouillard, tout était masse sombre et cotonneuse.

Quand le coup de sifflet retentit, nous avertissant que nous atteignions les limites de la trouée, nous pûmes évaluer à 30^m ⁽²⁾ la distance rectiligne

(1) Ce phénomène doit se produire également et incontestablement à l'aplomb de l'orifice supérieur de la cheminée, pendant le tirage normal, *a fortiori* pendant le tirage forcé. Mais la dissociation de la brume s'effectuant suivant la verticale, le navire ne peut en retirer aucun bénéfice pour sa visibilité ou ses propres vues. D'autre part, les hydrocarbures teintes, qui s'échappent avec les sorties de la cheminée, remplacent immédiatement de leur noir panache l'espace laissé libre par la chute des vesicules aqueuses du brouillard.

(2) En comptant les coups d'avirons.

horizontale dégagée de brume, que nous venions de parcourir en restant visibles pour l'équipage du navire, et en voyant nous-mêmes le navire dans l'éclaircie factice créée par ce procédé rudimentaire de dissipation de brume.

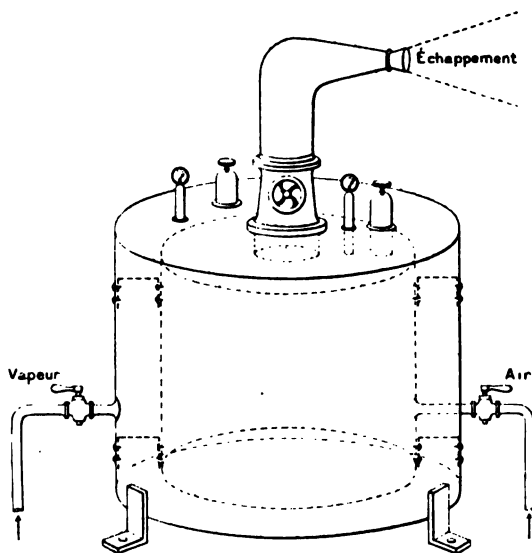
Il nous a paru que, de cette dernière expérience on pouvait en somme conclure, qu'en projetant de l'air chaud sous pression on romprait l'équilibre des vésicules aqueuses constituant le brouillard, et qu'on obtiendrait une zone d'éclaircie beaucoup plus considérable que celle créée par le procédé rudimentaire précité.

Poursuivant nos recherches, nous déterminâmes qu'en installant, par exemple, sur le gaillard, près de l'étrave des grands navires à vapeur, un projecteur à échappement tronconique d'air chaud, sous pression de 4^{kg} environ, on obtiendrait une éclaircie d'environ 200^m à 250^m, dans le sens de la marche avant du navire, soit plus de deux longueurs des types de navires considérés.

Il nous semble que cette éclaircie donnerait, dans tous les cas, une certaine facilité à l'homme de barre pour venir en grand tout d'un bord, à l'effet d'éviter, en l'élogeant, un obstacle fixe ou mobile ainsi aperçu, et parer, à une collision.

Nous avons donc construit l'appareil, dont nous donnons ci-dessous un dessin schématique.

L'appareil consiste en deux récipients cylindriques métalliques en tôle d'acier de 7^{mm}. Le premier de ces récipients est d'un diamètre supérieur



de 2 au diamètre du second. Le premier contient le second, qui lui est relié par des pattes entretoises en fer en U.

Ces récipients ne communiquent pas entre eux. Le premier est destiné à recevoir la vapeur provenant de la chaudière du navire, et amenée par une

canalisation *ad hoc* : c'est le réchauffeur. En conséquence, et comme le timbre des chaudières ordinaires marines ne dépasse guère 5^{ks}, 50, ce récipient est timbré lui-même à 6^{ks}, à l'effet d'augmenter le coefficient de sécurité; un revêtement calorifuge l'entoure à l'extérieur. Un manomètre, gradué à la pression correspondante, est placé sur le sommet du cylindre, ainsi qu'une soupape de sûreté réglée à 6^{ks} également. Un robinet de vidange tangent est adapté à la base du cylindre.

Le récipient intérieur sert à contenir l'air comprimé, refoulé à la pression de 4^{ks} par un raccordement de tuyautage métallique avec une pompe à trois corps, type Deynarouze, à volant, pouvant comprimer jusqu'à 10^{ks}, et en usage pour les scaphandres travaillant aux grandes profondeurs.

Un manomètre et une soupape de sûreté, réglés à 4^{ks}, communiquent avec ce récipient intérieur, et sont placés sur le sommet du cylindre formant récipient extérieur. Un tuyau en cuivre traversant la plaque de sommet du cylindre extérieur, et armé d'une valve à volant, permet la décharge de l'air comprimé, quand on veut le répandre dans l'atmosphère.

Ce tuyau de décharge se termine par un coude au quart, tronconique, pivotant étanche.

L'échappement, ainsi ramené à l'horizontale, se fait par une ouverture de 7^{cm} de diamètre environ, en bronze.

Cet exposé schématique est suffisant pour saisir le fonctionnement de l'appareil : la vapeur réchauffe l'air comprimé, et l'empêche de se refroidir brusquement au moment de son échappement. La pression de cet air comprimé permet de lutter contre les vents faibles, qui peuvent accompagner les bancs de brume, en même temps qu'elle étale le refoulement des couches d'air vers l'arrière, dû à la translation du navire dans la marche en avant.

Enfin cette pression porte au loin les calories de l'air comprimé réchauffé, et, les diffusant en esquissant les génératrices du tronc de cône d'échappement, différencie en élévation la température atmosphérique suivant le secteur indiqué. Les vésicules aqueuses touchées perdent leur équilibre : l'éclaircie se produit et se renouvelle incessamment.

Nous mentionnons 250^m d'éclaircie, parce que tel a été notre résultat, avec notre appareil essayé cet hiver près de Boulogne-sur-Mer, à trois milles de ce port.

On objectera que les bateaux à vapeur seront seuls à bénéficier de ce disperseur de brouillard, puisque la vapeur est un facteur nécessaire à son fonctionnement; on peut répondre que, si le steamer découvre lui-même sa route, les voiliers seront préservés par cela même.

Mais à bord de beaucoup de voiliers et de bateaux pêcheurs, on utilise des chaudières pour la manœuvre des treuils et chaluts. Il suffirait donc de faire un emprunt de vapeur à ces petites chaudières.

NOTE

SUR

LES PROJECTEURS-SIGNALEURS ÉLECTRIQUES

DE LA MALLE FRANÇAISE ENTRE CALAIS ET DOUVRES,

PAR M. DIBOS,

Ingénieur-conseil, Lauréat de l'Institut.

La Compagnie des Chemins de fer du Nord a mis en service, depuis deux ans, deux paquebots à aubes, *Nord* et *Pas-de-Calais*.

Leurs caractéristiques sont absolument semblables :

Construits sous la surveillance du bureau *Veritas*, en 1898 (année du lancement) (cote ① — $\frac{1}{2}$ — L. α et *cp*, 1,1; 2 mâts goélettes; 3 ponts S), 2004 tonnes $\frac{667}{1660}$, aux chantiers de la Loire, à Saint-Nazaire.

A. — Aubes de 9 pales, 10 compartiments étanches, pont spardeck; 2 p. A. Longueur : 102^m,97; largeur : 10^m,65; creux MB, 4^m,33; port d'attache : Calais.

Les machines sont du type à triple expansion à 3 cylindres fixes. Force en chevaux nominaux = 1750, soit environ 7000 chevaux indiqués. Vitesse maxima : 20 nœuds, à 42 tours.

Les chaudières, au nombre de 12, du type Lagrafel et d'Allest, présentent 48^{m²} de surface de grille, et 1575^{m²} de surface de chauffe. Timbre : 15^{kg}.

Ces steamers battent pavillon français, et ont un capitaine et un équipage entièrement français.

Cette heureuse création des Malles nationales est venue satisfaire agréablement l'opinion publique. Il était en effet choquant pour notre amour-propre national, de voir la plus grande partie de nos services maritimes avec l'Angleterre presque toujours effectués par des bâtiments battant pavillon anglais, et ayant à bord nécessairement un capitaine et un équipage anglais.

La Compagnie des Chemins de fer du Nord a mérité des éloges pour cette installation de ses services maritimes effectifs. La dépense a été forte : chacun des vapeurs revenant à 2 500 000^{fr}, ou environ.

Toutefois, après l'expérience précieuse acquise au cours de ces deux années d'exploitation, et devant les efforts de nos voisins d'Outre-Manche, la construction d'un troisième steamer s'impose de par les exigences mêmes du trafic; car il faut considérer que, en cas d'avaries quelconques survenant à l'un des paquebots, il est délicat de n'avoir qu'un seul navire sur la ligne. Les risques et fortunes de mer sont si chanceux, que c'est au moment précis où l'on peut être privé d'un bateau chômant pour réparations, qu'il survient précisément des avaries à l'autre.

Nul doute que, d'après les plans et projets des distingués ingénieurs des services maritimes de la Compagnie du Nord, qui ont étudié déjà l'outil convenable au travail spécial auquel il est destiné, on n'arrive à créer un type de steamer réunissant les qualités de *racer* de premier ordre, tant au point de vue des machines et chaudières qu'à celui de carène et d'aménagements.

Cette route postale de la traversée du détroit exige des navires spécialement construits. Outre le vent et la mer, qui viennent presque toujours du travers, vents d'ouest dominants, il convient de dire des manœuvres d'entrée et de sortie des ports, qu'elles sont des plus rudes, au point de vue des efforts généraux imposés aux machines et à la carène.

Cette route exige aussi une attention incessante, sillonnée qu'elle est, de jour et de nuit, par de nombreux navires de tous types et de tous tonnages, qui la croisent.

La nuit, et notamment au cours de certaines périodes des saisons et du souffle des vents, de grandes quantités de bateaux de pêche viennent chaluter à l'ouvert du détroit vers la mer du Nord, ou y tendre leurs longs filets.

Par brume, circonstance météorologique favorable à la prise du poisson, et à certains moments, une véritable flottille de pêche hante ces parages. On conçoit aisément, dans ces conditions, combien la veille doit être assidue. De ce chef les parcours empruntés par les Malles françaises, anglaises, belges, entre Calais et Dover, Boulogne et Folkestone, Ostende et Dover, sont très souvent fréquentés par des bateaux pêcheurs ayant leurs lignes mouillées, leurs filets flottants, ou leurs chaluts à la traîne.

Comme les paquebots postaux marchent à bonne vitesse, il est arrivé que les équipages des bateaux pêcheurs se méprenaient sur la nature du bateau à vapeur, dont ils apercevaient les feux ordinaires de position, et en calculaient mal la portée, par conséquent la distance qui pouvait les séparer du steamer en vue. Ces équipages ne conservaient pas le temps utile ensuite, soit à changer d'amures, soit à relever leurs lignes. Résultat : filets, lignes et aussières étaient coupés, sans compter les craintes de collision.

Il faut aussi tenir compte de l'insouciance humaine. L'homme qui vit sans interruption avec le danger n'y prend plus garde. Aussi à bord des bateaux de pêche échange-t-on quelquefois des réflexions dans le goût de celle-ci :

« Vapeur tribord devant! — Ah! c'est la Malle! — Bon! elle se dérangera bien! Laissons courir! » et l'on ne montre même pas ses propres feux à temps!

Dans les discussions judiciaires qui s'engageaient ensuite entre les armateurs des bateaux de pêche et les Compagnies, la question de confusion de la Malle avec un vapeur ordinaire était presque toujours agitée.

Il est arrivé que des réclamations furent portées aux Compagnies des Malles pour obtenir le paiement d'engins et appareils de pêche, dont la preuve de détérioration du fait du contact avec les paquebots incriminés, n'était pas très nettement établie.

Pour ces causes, et d'autres encore, il importait de rechercher un moyen excellemment pratique, qui permit de signaler aux navigateurs de toutes catégories, croisant dans cet estuaire resserré qu'est le détroit du Pas-de-Calais, la présence nocturne du paquebot postal français, en obtenant la détermination d'un signal idoine parfaitement caractérisé, permanent et suffisamment visible.

L'éminent inspecteur des services maritimes de la Compagnie des Chemins de fer du Nord à Calais, M. Legrand, ancien officier de marine, se livre à des études dans ce sens, et l'installation de projecteurs électriques à bord des deux paquebots *Nord* et *Pas-de-Calais* fut donc demandée par lui à la direction, en vue d'un changement d'horaire, qui donnait précisément aux paquebots français le service postal de nuit.

En sus des risques de mer que nous venons d'énumérer dans ce qui précède, et qui sont déjà considérables, il est constant que la nécessité de pénétrer de nuit, quel que soit le temps et par brume épaisse, dans les jetées du port de Calais, à l'entrée duquel règne à certaines heures un courant traversier violent, est une grosse difficulté à vaincre, et beaucoup plus compliquée que l'accostage à l'*Admiralty Pier* à Dover, dans les mêmes conditions météorologiques et hydrographiques. Il faut prendre garde, on l'a vu, à certaines époques, à la flottille de pêche, et enfin à la rencontre, au sortir de Dover, des nombreux navires venant de la mer du Nord, et entrant en Manche, ou réciproquement.

Le dernier type des paquebots postaux anglais (ligne Dover-Calais) n'est que de 85^m de long. Les risques pour les paquebots postaux français, mesurant 102^m de long, étaient donc plus grands, avant l'adoption des projecteurs-signaux, dont l'installation fut réalisée ainsi.

Par économie, il fallait donner au projecteur une zone d'éclairage complète parallèlement à l'axe du navire, et pour cela le rendre mobile obligatoirement dans le sens transversal, en lui permettant d'occuper plusieurs postes, les deux extrêmes en abord, procurant la faculté de pointer à 5° sur l'arrière du bord opposé, sans être masqué par la cheminée. Si cette condition n'avait pu être remplie, deux projecteurs eussent été nécessaires à bord.

En outre, il convenait de placer le foyer à un niveau supérieur au rayon

visuel du capitaine, alors que ce capitaine se tient sur sa passerelle; ceci pour éclairer l'espace sans aveugler cet observateur. Cette condition est d'autant mieux satisfaite que le projecteur est plus haut.

Pour un observateur placé sur le pont d'un navire, on sait que des objets et des feux sont parfaitement perçus à travers le faisceau d'un projecteur de hune, pointé bien en deçà de ces objets. Mais si l'installation avait été faite à un poste très élevé, cela eût ôté au projecteur le caractère d'un feu rasant éclairant une passe, par exemple, dans le sens de la profondeur.

M. Legrand garda le juste milieu qui s'imposait, en plaçant le foyer à 3^m,45 au-dessus de la passerelle avant, soit 5^m,60 au-dessus du pont supérieur et 10^m au-dessus de la flottaison.

Le socle du projecteur roule sur un chariot d'un modèle usité dans la Marine militaire pour conduire au sabord les projecteurs de batterie. Les quatre galets du chariot sont enraillés sur une voie constituée par deux petits fers en U, dont les ailes sont en dedans de la voie, à écartement de 0^m,42. Cette voie est portée par une passerelle ⁽¹⁾ à ossature métallique, qui lui donne de chaque bord la longueur correspondant au champ d'éclairage précédemment défini. Cette passerelle est superposée au kiosque de barre avant, dont on reconnut la construction trop faible pour pouvoir yagrafer des consoles, donnant à la voie du projecteur le porte-à-faux convenable. Cette passerelle est établie de façon à donner toute sécurité, même par de grands roulis, à l'homme qui manœuvre le projecteur. La largeur de la passerelle est de 1^m,40, permettant de circuler aisément autour du projecteur. La hauteur du garde-corps est de 0^m,90.

Le socle du projecteur porte des griffes, qui peuvent se serrer sous les rails à l'aide d'un volant; mais ce freinage est insuffisant à maintenir l'appareil lors des forts roulis, et pour éviter d'être gagné, l'homme qui veut déplacer le projecteur dispose préalablement un taquet d'arrêt, maintenu à l'aide d'écrous à oreilles, pour caler au point convenable les galets du chariot. Des taquets fixes, formant butoirs, ont été placés aux deux bouts de la voie.

Le projecteur est du système Bréguet, et de 0^m,40 d'ouverture. Les connexions avec la lampe se font par des bouts de câble libres, au lieu d'être dissimulés dans les bras porte-tourillons.

Le commutateur d'allumage est à ressort, et il est disposé sur le plateau du socle. Ce commutateur est défectueux, car M. Legrand est obligé de le faire caler pour éviter des ruptures de circuit intempestives. En effet, lorsque la pluie ou les embruns atteignent ce point, il se produit des courts-circuits, qui brûlent le plateau du socle. Il a été reconnu nécessaire d'avoir à l'abri un commutateur de circuit bipolaire, car des pertes à la terre, presque inévitables dans la canalisation, entretiennent l'arc de court-circuit, si un seul pôle est coupé. Cette particularité n'a été découverte qu'après coup. On a

(1) Poids, 700^{kg}.

isolé une des touches du rhéostat pour permettre l'extinction par une manœuvre de sa manette, et l'on a disposé un coupe-circuit sur l'autre pôle dans la boîte de prise de courant.

Cette boîte de prise de courant est à l'abri sur la face postérieure de la chambre de navigation avant. Elle reçoit les câbles souples isolés, qui relient les bornes du socle mobile sur son chariot à la canalisation sous tube métallique. Le rhéostat est installé dans la chambre de navigation, qu'il n'encombre pas d'ailleurs. Le manipulateur du servo-moteur de la barre est sur l'arrière de ce kiosque, le timonier se tient à tribord, et le rhéostat est de l'autre bord. En hiver, la chaleur du rhéostat est appréciée par les hommes. L'été, grâce aux châssis mobiles du kiosque, cette chaleur ne peut les incommoder. L'expérience a prouvé que jamais le rhéostat n'avait été trouvé gênant. On a placé l'ampèremètre au-dessus du rhéostat.

La lampe est à charbons horizontaux; elle peut être réglée automatiquement par un petit moteur, ou à la main.

Dans la position pointée vers les nuages, ou le zénith, que l'on donne le plus souvent au projecteur, la lampe Bréguet, précisément en raison de ses charbons horizontaux, a le grand avantage de ne pas exposer le miroir à être détérioré par des cendres de charbon, comme dans les lampes avec les charbons placés verticalement.

Aux fins d'examens généraux des paquebots, il nous a été donné de traverser de Calais à Dover et de Folkestone à Calais, notamment dans la nuit du 19 au 20 janvier 1901, à bord du paquebot *Pas-de-Calais*, cela par très grosse mer et coup de vent de S.-O. (l'accostage à Dover ne pouvait s'effectuer).

Nous avons pu nous rendre *de visu* un compte très exact de l'excellence des résultats obtenus grâce à la parfaite conception d'installation du projecteur-signal, telle que l'a comprise M. Legrand.

L'ensemble en est des plus robustes, et nous avons été à même de constater que ce dispositif a admirablement résisté, aussi bien à bord du *Nord* que du *Pas-de-Calais*, à l'épreuve concluante, et combien dure, d'un allumage quotidien, quelles qu'aient été les acuités des intempéries. Nous sommes complètement d'accord avec M. Legrand pour reconnaître que ce résultat faste est plutôt rare dans l'utilisation des projecteurs généralement quelconques par les marines de guerre.

On a reconnu la nécessité, à bord des paquebots de la Compagnie du Nord, de protéger le projecteur par un capot imperméable, pourvu d'une fenêtre antérieure ayant le même diamètre d'ouverture. Un capot confectionné en toile caoutchoutée a été abandonné après essai; seule la grosse toile ordinaire, peinte, est excellente pour cette destination importante. Toutefois, il y a des précautions à prendre, pour que le capot humide n'établisse pas des courts-circuits.

Après l'arrivée à destination, et la lumière n'ayant plus à être utilisée, le projecteur éteint est enveloppé d'une couverture, pour éviter un refroidisse-

ment brusque. En dehors de l'entretien courant, la lampe est envoyée à l'atelier tous les deux mois pour être visitée. Il a été reconnu qu'une difficulté de cette visite consiste à ne pas laisser prendre de jeu latéral aux chariots porte-charbons, ce qui nuit à la stabilité de l'arc voltaïque.

Le projecteur est pourvu d'une porte divergente, mise en place pour étaler le faisceau à l'entrée à Calais, ou à l'accostage à Dover ou à Folkestone. La boîte qui sert à remiser cette porte est saisie sur la passerelle à projecteur.

La porte du projecteur a son mouvement limité par deux butoirs dépendant du boulon de charnière, qui est immobilisé par deux goupilles assez faibles. (La rupture de ces goupilles a permis, une fois, à la porte poussée par le vent pendant un remplacement des charbons, de venir briser la glace plane sur la monture du prisme d'éclairage du voltmètre.)

Le projecteur possède un écran pour les signaux lumineux par longues et brèves. Cet écran n'occulte pas totalement l'arc; sa manette doit être réglée de manière à ne pas provoquer la rupture des charbons, par des mouvements trop étendus des écrans.

Les deux projecteurs livrés avaient des rayons parasites, caractérisés par la présence d'une pénombre lumineuse d'un certain côté du faisceau. Cette sorte de faux-jour fut reconnue par M. Legrand assez gênante pour le capitaine; on a pu remédier à cet inconvénient en déplaçant des caches en papier noir sur les bords du miroir.

L'homme qui manœuvre le projecteur est fortement exposé aux intempéries, placé qu'il est sur la passerelle supérieure, et ne peut pointer que sur les indications verbales du capitaine. A l'effet d'obvier à ce désavantage, l'auteur de l'installation a étudié une commande à distance, agissant mécaniquement, placée sous la main du capitaine, et le volant de pointage en hauteur a été rendu horizontal dans ce but, mais la réalisation de cette commande est ajournée.

Il n'existe pas de communications entre l'homme qui manœuvre le projecteur, et la machine, où sont situées les dynamos. Suivant nous, cela ne semble nullement nécessaire. L'homme va lui-même au tableau fermer et ouvrir le circuit.

La pratique a montré que la turbine de Laval, de 30 chevaux, qui fournit l'éclairage du service de nuit, supporte parfaitement un à-coup de production de 35 à 40 ampères, sans qu'il soit nécessaire de prendre telles précautions préalables.

L'usage de cette heureuse installation peut se diviser en deux catégories, auxquelles le savant inspecteur des services maritimes de la Compagnie du Nord a ajouté une utilisation ingénieuse de télégraphie optique.

1^{re} *Manœuvres de nuit et d'accostage.* — Discuter l'avantage de voir clair la nuit serait tomber dans l'absurde. L'obtention de cette clarté produite par l'électrisme, et au moyen d'appareils divers, est de la plus ancienne; donc l'application proprement dite d'une source lumineuse à bord les paquebots pos-

taux français ne constitue pas une innovation, d'autres navires marchands en ayant eu auparavant, et fait déjà la preuve de son utilité.

Le projecteur est un auxiliaire très précieux pour les manœuvres de cette première catégorie. Ainsi, lorsque le paquebot quitte son mouillage à Dover pour accoster le pier, la glace divergente est mise en place, le projecteur est roulé en abord et pointé vers l'arrière, l'accostage s'effectuant l'arrière premier ⁽¹⁾.

Les bouées à éviter sont éclairées, ainsi que les obstacles résultant de l'exécution des travaux du port ; lorsque le navire se rapproche de l'appontement, le faisceau lumineux est tenu plus bas que la bordure du terre-plein du quai, afin de ne pas aveugler les hommes chargés de donner les amarres ; la lumière diffusée facilite singulièrement la perception très nette de leurs mouvements.

De jour, les accostages à Folkestone sont déjà ardu. De nuit, la situation se complique, étant donné que le navire ne dispose que d'une longueur de jetée de 120^m environ, et que lui-même mesure 102^m. Grâce au projecteur, le capitaine se rapproche sans inquiétude aucune d'aussi près qu'il le juge convenable.

Quand nous sommes entrés à une heure et demie du matin à Calais, nous avons remarqué que le projecteur est pointé sur la passe, entre les musoirs, ce qui permet de discerner très exactement les obstacles. Le projecteur est ensuite dirigé vers la jetée, que le capitaine range d'aussi près que possible, à cause du courant traversier. Mais il éclaire plus tard le tournant des quais de l'avant-port, permet au capitaine d'élonger à très courte distance les navires en stationnement, et de s'assurer que le pied du quai, au droit de la gare maritime, est bien dégagé.

Tout récemment, en allant se faire réparer à Saint-Nazaire, le paquebot le *Nord*, sous la conduite de M. Legrand, est arrivé de nuit sur une rade encombrée, et à la marée ; le projecteur mis en action assura la sécurité des évolutions et l'entrée immédiate au bassin.

Les capitaines des navires mouillés, et qu'on place dans le secteur lumineux du projecteur, ne se plaignent pas, bien au contraire, car de cette visibilité découlent des avantages incontestables et réciproques.

Il n'en a pas toujours été ainsi, et la lutte contre les préjugés obtus de la sainte routine a été assez chaude au début. C'est ainsi que les autorités du port de Dover se sont montrées inquiètes, *a priori*, de l'effet du faisceau lumineux, et avaient édicté certaines prescriptions, qu'elles ont rapidement laissé tomber en désuétude.

En dehors des navires de guerre, le nombre des paquebots marchant à plus

⁽¹⁾ Les paquebots *Nord* et *Pas-de-Calais* possèdent un gouvernail à l'arrière et un à l'avant.

de 16 nœuds en route, s'élève à 200 environ. Or, sur ces 200 navires à vapeur à marche rapide, il y en a 5 ou 6, en tout, qui possèdent des projecteurs, en comptant les deux paquebots *Nord* et *Pas-de-Calais*, de la Compagnie des Chemins de fer du Nord, et un vapeur excursionniste anglais, la *Brighton Queen*, qui fréquente, en été, les ports de Boulogne, de Calais, etc.

2° *Travaux à effectuer de nuit à la mer; recherche d'embarcations, ou d'hommes tombés à l'eau, embarquement de pilote, etc.* — Il n'est pas besoin de commentaires sur l'efficacité du projecteur dans ces circonstances.

3° *Signaux de nuit.* — L'adjonction d'un projecteur dans l'armement d'un paquebot donne à ce navire toutes les facilités inhérentes à cet appareil lumineux pour la télégraphie optique, en procédant par éclats longs et brefs. Cet avantage est énorme. Toutefois, à bord d'un navire, les éclats lumineux émis par le projecteur sont plus difficilement observés dans la correspondance directe, en raison de la mobilité même du support flottant; la projection et la réception directes exigent la parfaite immobilité des deux postes, et leur situation mathématique sur le même axe.

Ce que M. Legrand a fait, et qui est, suivant lui et nous, une innovation méritant de retenir l'attention des techniciens, c'est de pointer le faisceau en l'air à 40° environ. La visibilité de ce faisceau est acquise au-dessus de l'horizon, et son orientation n'a plus d'importance par rapport au correspondant.

Cette visibilité au-dessus de l'horizon a le très important avantage d'augmenter la portée des signaux. Pour effectuer ces signaux, on fait apparaître et disparaître en cadence convenable le faisceau lumineux. Cette méthode est de beaucoup préférable à la méthode des éclats, assez difficiles à bien suivre. La portée des signaux croît en raison directe de l'intensité de l'obscurité de la nuit.

Dans le détroit du Pas-de-Calais, les observateurs placés à Calais, sur les jetées, ou à la gare maritime, aperçoivent souvent le faisceau lumineux alors que le paquebot se trouve à environ 15 milles (soit peu après la sortie du port de Dover), et toujours à 7 ou 8 milles, à moins de brouillard ou de temps absolument bouché.

Par atmosphère propice, nous estimons qu'en montant au phare, on percevrait aisément le faisceau lumineux du paquebot arrivant à Dover même, ou en sortant immédiatement.

En cas de retard pour une cause quelconque dans la marche du paquebot, le précieux aperçu du faisceau lumineux, brillant au loin, constitue déjà un signal tout spécial de repérage, permettant à la terre de déterminer la position du vapeur.

C'est ainsi qu'à la suite d'un retard en route, causé par une avarie à la machine, la position du paquebot *Pas-de-Calais* aurait pu être relevée grâce au faisceau lumineux; ce qui a évité à l'inspecteur des services maritimes de partir à la recherche du navire.

Avant la collision ⁽¹⁾ survenue la nuit du 9 au 10 mars 1901, à 1 mille $\frac{1}{2}$ de Dover, entre le paquebot *Pas-de-Calais* et un petit ketch chargé de ciment, dans un évitage de deux bateaux à vapeur, on n'avait pas eu l'occasion de faire des signaux par nécessité. Seuls, les exercices prescrits étaient exécutés, et l'on avait reconnu qu'il était meilleur de signaler en clair les lettres du code international, au lieu de le faire en groupes, et avec le code Morse. Le signal est plus long à transmettre, mais supporte moins de chances d'erreurs.

Le service maritime, sur l'initiative de M. Legrand, essaiera l'aperçu et les réponses à l'aide du projecteur même du paquebot en réserve à Calais. Le projecteur serait raccordé directement aux circuits électriques de l'usine de la gare maritime, au moyen d'une connexion aérienne aboutissant au quai d'accostage.

Tous les marins dignes de ce nom reconnaissent que, pour tout navire muni de projecteur, les communications nocturnes deviennent assurées dans la pluralité des cas et des temps.

En ce qui a trait aux signaux de grandes distances et de jour tentés avec le projecteur allumé, le résultat a été négatif.

En ce qui a trait aux signaux de brume et de jour, le résultat a été incomplet, le faisceau lumineux triplant seulement la distance à laquelle le paquebot peut être reconnu, et cela seulement dans l'axe du faisceau. Évidemment, c'est déjà quelque chose, mais il y a lieu de chercher à améliorer cette situation. Peut-être, en plaçant à l'avant le disperseur de brouillard que nous avons étudié et continuons à étudier, obtiendrait-on une trouée dans la brume, dont bénéficierait le secteur lumineux?

Lorsqu'il a été question d'installer les projecteurs à bord des malles, les intéressés du personnel naviguant émettaient les craintes d'être aveuglés, lorsqu'ils viseraient l'objet qu'ils auraient le plus grand intérêt à discerner. Ces craintes auraient pu avoir une certaine valeur, si le projecteur avait été allumé seulement au moment nécessaire à la découverte, mais cet inconvénient disparaît absolument, par cela même que le projecteur est allumé *en permanence*, et pointé normalement à 40°. Nous nous sommes rendu compte que le faisceau n'a rien d'aveuglant. Il offre l'aspect d'un pinceau étroit d'une hauteur de 15^m environ. L'axe en est orienté à 3° ou 4° d'un bord, à l'effet de ne point créer des points brillants sur l'arrière du mât de misaine, qui est dans le rayon de visibilité du capitaine.

Le pont avant est éclairé par lumière diffuse, et cette clarté est très précieuse,

(1) En ce qui concerne cet abordage, le projecteur était éteint au départ de Dover. Un palier ayant chauffé à la turbine dynamo de 30^{ch}, on avait mis celle de 15^{ch} en route, et le projecteur n'a été allumé qu'après l'accident, pour signaler à Dover. La turbine faisait alors 90 ampères, ce qui est excessif pour elle. Il est certain que, si le projecteur avait été allumé, l'attention des hommes du ketch *Annie* aurait été éveillée, bien avant que les deux vapeurs qui croisaient eussent démasqué le paquebot le *Pas-de-Calais*, et l'abordage ne se serait point produit.

tant pour la surveillance des passagers, que pour leur facilité d'allées et venues. Nous ajouterons, d'après l'impression recueillie de la bouche des passagers notamment, que le pinceau et la lumière diffuse en résultant causent un sentiment intime de confiance et de sauvegarde, qui frappe très agréablement le moral des voyageurs.

Hâtons-nous d'ajouter que les hommes de vigie ne voient pas le faisceau, et la lumière diffuse leur arrive dans le dos.

Lorsque le capitaine veut faire pointer le faisceau sur un endroit douteux, tel qu'un petit feu qui, étant mauvais, peut aussi bien appartenir à un bateau de pêche qu'à un grand navire, il commande à haute voix à l'homme qui manœuvre le projecteur, de le diriger immédiatement dans la direction désirée.

Un fait entre beaucoup : Surprise de se trouver à 1000^m environ d'un grand quatre-mâts rattrapé par l'arrière et nullement soupçonné ! Un autre encore : On tombe au milieu d'une quantité de bateaux de pêche, dont beaucoup montrent paresseusement leurs feux, donc tardivement ! Grâce au projecteur, on peut sortir sûrement de ce danger !

Mais faisons abstraction de tous ces multiples avantages, et ne considérons, si l'on veut, que la caractéristique de *bâtiment exceptionnel*, donnée au paquebot par le *faisceau lumineux dans l'axe au-dessus de l'horizon*, traçant dans l'espace la route suivie. Cette qualité, à elle seule, éveillera forcément l'attention de tous les navigateurs, qui prendront aussitôt toutes mesures réglementaires, et éviteront *presque instinctivement* de demeurer sur la route du paquebot nettement reconnu.

L'obtention d'un pareil résultat militerait déjà en faveur de l'application de projecteurs électriques à bord de tous les navires ayant des vitesses de marche supérieures à 16 nœuds.

Les frais d'installation exceptés, il ressort que les frais d'entretien, charbons, etc., peuvent atteindre 6^{fr}. So l'heure-lumière, et même moins avec un allumage prolongé, soit 20^{fr} par jour, autant dire rien pour les bâtiments considérés.

En résumé, cette conception utilitaire, telle qu'elle vient d'être décrite rapidement, devrait fixer partout l'attention intéressée des armateurs et des assureurs, de ces derniers surtout.

Les bureaux internationaux de classification de navires devraient soigneusement mettre en évidence, par un index spécial conventionnel suffisant, les noms de tous les bâtiments possédant des projecteurs-sigauxeurs.

On est en droit de s'étonner, étant donné qu'à bord de beaucoup de vapeurs on possède des machines et des installations électriques, qu'on n'ait point étendu, à l'éclairage extérieur à distance les avantages de l'éclairage commode et sûr.

Par la lecture de cette Note, nous souhaitons qu'on ait pu acquérir cette conviction, qu'une telle mesure est profitable et réalisable, heureusement par

M. Legrand pour les appareils des paquebots de la Compagnie des Chemins de fer du Nord, les controverses et les objections les plus partiales sont aisément rejetées.

Notre dernier mot sera qu'à la mer, comme partout ailleurs, il faut « de la lumière! et encore de la lumière! » dans la fréquentation pacifique ordinaire des routes maritimes du globe.

LISTE GÉNÉRALE DES MÉMOIRES

PUBLIÉS DANS LES ONZE PREMIERS VOLUMES.

VOLUME N° 1 (ANNÉE 1890).

Note sur les actions réciproques du gouvernail et de l'hélice, par M. J.-A. NORMAND, Vice-Président.

De l'influence économique de la légèreté dans la construction des navires, par M. HAUSER, Ingénieur de la Marine.

Les Cuirassés de station, par M. LISBONNE, Vice-Président.

Étude sur la résistance de l'acier, par M. CUZINIER, Inspecteur du Bureau Veritas.

Croiseurs de la Marine militaire des États-Unis, par M. LISBONNE, Vice-Président.

VOLUME N° 2 (ANNÉE 1891).

De la puissance des chaudières et des causes qui la limitent, par M. DE MAUPEOU D'ABLEIGES, Ingénieur de la Marine.

De la répartition des températures dans les chaudières à haute pression et des moyens de l'égaliser, par M. J. AUSCHER, Ingénieur de la Marine.

Étude du système de distribution Marshall, par M. MARBEC, Élève-Ingénieur de la Marine.

Étude sur la résistance des carènes, par M. ALHEILIG, Ingénieur de la Marine.

Note au sujet de la stabilité sur houle des torpilleurs, par M. FERRAND, Ingénieur de la Marine.

Des proportions à donner au rivetage d'un joint d'égale résistance, dans le cas où tous les rivets ont le même diamètre, par M. G. ACROUS, Ingénieur de la Marine.

Équations d'équilibre d'une membrane de révolution soumise à une pression intérieure, par M. ALHEILIG, Ingénieur de la Marine.

Recherche de la loi du mouvement de roulis sur houle, en milieu non résistant, par M. MARBEC, Élève-Ingénieur de la Marine.

VOLUME N° 3 (ANNÉE 1892).

Note sur la loi de la variation du poids de la charpente des navires avec les dimensions et sur la limitation qui en résulte dans la grandeur absolue, par M. J.-A. NORMAND, Vice-Président.

Méthode pour la détermination des éléments mécaniques des propulseurs hélicoïdaux, par M. DRZEWIECKI, Ingénieur.

Note relative à une méthode pour le calcul des carènes inclinées, par M. CH. Doyère, Sous-Directeur de l'École du Génie maritime.

Méthode pour la recherche des bras de levier de redressement, par M. A. DE REFFYE, Ingénieur aux Forges et Chantiers de la Méditerranée.

Description d'un sharpée de 9¹/₂ de déplacement, par M. G. AUROUS, Ingénieur de la Marine.

Théorie des propulseurs, par MM. POLLARD et DUDEBOUT, Ingénieurs de la Marine.

Sur quelques principes de Mécanique graphique, par M. MARBEC, Ingénieur de la Marine.

VOLUME N° 4 (ANNÉE 1893).

Des conditions de marche des navires à petite vitesse, par M. E. WIDMANN, Directeur général des Forges et Chantiers de la Méditerranée.

Résultats obtenus par l'emploi du tirage forcé en cendriers fermés dans les ateliers et sur divers navires de la Compagnie générale Transatlantique, par M. V. DAYMARD, Vice-Président.

Quelques points concernant les cuirassés, par M. E. WEYL.

Note sur les travaux de déglacage dans les estuaires fluviaux et maritimes, par M. DIBOS, Ingénieur.

Sur la puissance giratoire comparée des gouvernails placés en avant et en arrière des hélices, par M. J.-A. NORMAND, Vice-Président.

Note sur l'influence de l'immersion de l'hélice et de la vitesse sur la rupture du cylindre d'eau actionné, par M. J.-A. NORMAND, Vice-Président.

Voies d'eau et pompes centrifuges, par M. DE MAUPEOU D'ABLEIGES, Directeur des Constructions navales.

Étude sur l'autonomie des ports de Commerce en France et en Angleterre, par M. LE COUR GRANDMAISON, ancien Député, Armateur.

Nouvelle méthode de calcul des éléments d'une carène, par M. KRILLOFF, Professeur à l'Académie navale de Saint-Petersbourg.

Études de géométrie des carènes, par M. CH. Doyère, Sous-Directeur de l'École du Génie maritime.

Note sur l'utilisation des chalands pour la réparation des petits bateaux dans les ports à marée, par M. A. CRONEAU, Professeur à l'École du Génie maritime.

Le Congrès international maritime de Londres, par M. MULLER, ancien capitaine au long cours.

De l'emploi de l'aluminium dans les Constructions navales, par M. GUILLoux, Ingénieur de la Marine.

VOLUME N° 5 (ANNÉE 1894).

- Des lois de similitude dans diverses questions de constructions navales, par M. J.-A. NORMAND, Vice-Président.
- Note sur le remplacement des foyers dans les chaudières marines, par M. V. DAYMARD, Vice-Président.
- Carènes et machines. Formules relatives au travail résistant, par M. RISBEC, Directeur des ateliers de la Compagnie des Messageries maritimes.
- Étude sur la fatigue des navires, par M. L. VIVET, Ingénieur civil des Constructions navales.
- Les effets de la loi sur la Marine marchande italienne, par M. MULLER, ancien Capitaine au long cours.
- De l'utilité du scaphandre à bord des navires long-courriers, par M. DIBOS, Ingénieur.
- Aperçu de la méthode Horta pour le jaugeage des fleuves et estuaires maritimes, au moyen de flotteurs amarrés, par M. DIBOS, Ingénieur.
- Application de la bouée-espars aux cours d'eau, par M. LECOINTE, Ingénieur en chef de la Marine belge.
- L'Artillerie de bord et l'armement des navires, par M. MERVEILLEUX DU VIGNAUX, Ingénieur aux Forges et Chantiers de la Méditerranée.

VOLUME N° 6 (ANNÉE 1895).

- Emploi, dans les constructions, d'aciers à haute limite d'élasticité, par M. BARBA, ancien Ingénieur en chef des Usines du Creusot.
- Le problème de la vitesse, par M. J.-A. NORMAND, Vice-Président.
- Variation de pas le long d'une aile d'hélice par sa rotation dans son moyeu, par M. DAYMARD, Vice-Président.
- Des formes à donner aux bâtiments à grande vitesse, par M. AUROUS, Sous-Directeur de l'École du Génie maritime.
- La bataille du Yalu et ses conséquences dans la construction des bâtiments de guerre, par M. FERRAND, Ingénieur de la Marine.
- Note sur un type de bateaux de rivière à faible tirant d'eau, par M. PIAUD, Ingénieur en chef du Bureau Veritas.
- Recherches au sujet des bouées d'hiver pour les fleuves maritimes exposés aux débâcles de glaces, par M. PIERRARD, Ingénieur de la Marine belge.
- Note sur les charrues à glace, par M. DIBOS, Ingénieur civil.
- Notes sur les câbles et fils métalliques, par M. DUCHESNE, Ingénieur civil.
- Applications de la turbine Laval à la Marine, par M. SCIAMA, Directeur de la Maison Breguet.
- Les résultats de la Loi sur la Marine marchande pendant les trente-trois premiers mois, par M. MULLER, ancien Capitaine au long cours.
- Théorie du tangage sur mer houleuse, par M. KRILOFF, Professeur à l'Académie navale de Saint-Petersbourg.

Note sur le moteur rotatif, système Filtz, par M. PIARD, Ingénieur en chef du Bureau Veritas.

La complication des navires de guerre, ses causes et ses remèdes, par M. CAHENEAT, Professeur à l'École du Génie maritime.

Résultats pratiques de l'emploi de l'aluminium dans les constructions navales, par M. GUILLOT, Ingénieur de la Marine.

VOLUME N° 7 (ANNÉE 1896).

Théorie du tangage sur une mer houleuse, par M. KRILOFF, Professeur à l'Académie Navale de Saint-Petersbourg.

De l'influence qu'un chargement liquide exerce sur la stabilité d'un navire, par M. P. DENEM, Professeur de Physique théorique à la Faculté des Sciences de Bordeaux.

Changements d'immersion, de stabilité et d'assiette éprouvés par un navire qui flotte sur des liquides de différentes densités, par M. POLLARD, Ingénieur de la Marine.

Note au sujet du calcul du moment résistant des gouvernails, par M. DE COURVILLE, Ingénieur de la Marine.

Note sur une transformation de machine compound à 5^{1/2} en machine compound à 12^{1/2}, par M. D'ALLEST, Directeur des Ateliers Fraissinet.

Sur la guerre maritime, par M. J.-A. NORMAND, Vice-Président.

Développement des navires de guerre dans le cours des dix dernières années, par M. LEFLAIVE, Ingénieur de la Marine.

Note supplémentaire sur les bateaux à faible tirant d'eau avec hélices sous voûte, par M. PIARD, Ingénieur en chef du Bureau Veritas.

Derelicts, par M. DIBOS, Ingénieur de la Compagnie la Foncière.

La Terminologie maritime, par M. MULLER, ancien Capitaine au long cours.

Considérations et données sur les bouilleurs, par M. GAYDE, Ingénieur de la Marine.

Note sur la chaudière Niclausse, par M. DUCHESNE, Ingénieur civil.

Les nouveaux générateurs Belleville, par M. GODARD, Directeur de la Société des Générateurs Belleville.

Note sur certains aciers spéciaux, par M. ABRAHAM, Ingénieur de la Marine.

VOLUME N° 8 (ANNÉE 1897).

Position d'équilibre des navires sur la houle, par M. BERTIN.

Théorie générale des oscillations du navire sur une mer houleuse, par M. KRILOFF.

Note au sujet d'expériences de perçage, par M. MAUGAS, Ingénieur des Constructions navales.

Montage des machines marines, par M. MORITZ, Ingénieur des Constructions navales, Ingénieur de la Société des Forges et Chantiers de la Méditerranée.

Formules pratiques déterminant le travail à développer par les appareils moteurs du navire suivant les différentes résistances qu'il rencontre (Extrait d'un Mémoire de M. Afonassief, Sous-Inspecteur général mécanicien du Comité technique de la Marine russe), par M. WECHKORTZOFF, Ingénieur de la Marine russe.

Influence de la profondeur de l'eau sur la vitesse des navires, par M. LAUBEUF, Ingénieur des Constructions navales.

Expériences dynamométriques effectuées pendant les essais de giration du *Cassini*, par M. LAUBEUF, Ingénieur des Constructions navales.

Note sur les conditions de recette de l'aluminium, par M. BESSON, Ingénieur des Constructions navales.

Étude sur la pêche à vapeur et sur la substitution des moteurs à pétrole aux machines actuelles, par M. PAUL DUBAR, Directeur des chantiers de construction des anciens établissements Cail, à Saint-Denis.

VOLUME N° 9 (ANNÉE 1898).

Étude sur la circulation de l'eau dans les chaudières multitubulaires; par M. BRILLIÉ, Ingénieur de la Marine.

Étude de la vaporisation dans les chaudières; par M. BRILLIÉ, Ingénieur de la Marine.

Note au sujet des matériaux de construction en acier mi-dur employés sur le *Henri IV*; par M. J. MOISSENET, Ingénieur de la Marine.

Sur les formes des carènes des bâtiments rapides; par M. LAUBEUF, Ingénieur de la Marine.

Essais d'expériences sur la résistance des carènes; par M. TURGAN, Ingénieur civil des Constructions navales.

Étude sur les arbres à manivelles des machines marines; par M. SIMONOT, Ingénieur de la Marine.

Quelques observations sur la construction des navires à voiles, leur mâture et leur gréement; par M. WILKINSON.

Études expérimentales sur les vibrations dues aux machines marines; par M. PINCZON, Ingénieur de la Compagnie générale transatlantique.

Considérations sur le jaugeage des navires; par M. LÉON MULLER, Directeur de la *Revue générale de la Marine marchande*.

De la transformation des chalands-pétroliers, à citernes indépendantes, en chalands-automobiles; par M. DISOS, Ingénieur, Lauréat de l'Institut de France.

VOLUME N° 10 (ANNÉE 1899).

Règles approximatives pour le calcul de la surface propulsive; par M. J.-A. NORMAND.

Nouvelle méthode pour la détermination de la courbe des centres de carène (méthode des flottaisons isoaires). — Considérations sur l'emploi pratique de la développée métacentrique différentielle; par M. LOUIS MOISSENET, Ingénieur de la Marine.

Sur une méthode de calcul des carènes inclinées n'employant que les ordonnées des lignes d'eau des carènes droites; par M. L. RAVIER, Ingénieur de la Marine.

Nouvelle méthode pour le calcul des carènes inclinées; par M. LEPARMENTIER, Contremaître des Constructions navales.

Essais récents de croiseurs anglais; par M. PIAUD, Ingénieur de la Marine.

- Chaudières multitubulaires dérivées des types Perkins et Field; par M. LOUIS TURGAN, Ingénieur civil des Constructions navales.
- Perfectionnements successifs apportés aux chaudières multitubulaires à petits tubes; par M. BRILLIÉ, Ingénieur de la Marine.
- Description d'un nouveau type de chaudière multitubulaire; par M. BRILLIÉ, Ingénieur de la Marine.
- Application du diagramme entropique à l'étude du fonctionnement économique des machines à vapeur à explosion multiple; par M. LELONG, Ingénieur des constructions navales.
- Note au sujet de l'évaluation du rendement économique des machines à vapeur; par M. LELONG, Ingénieur de la Marine.
- Du calcul des ventilateurs et de leur installation à bord des bâtiments de guerre; par M. LELONG, Ingénieur de la Marine.
- Calcul graphique des joints rivés et des cales de renfort; par M. ÉTIENNE COLINET, Élève de l'École du Génie maritime.
- Note sur l'emploi des bords tombés, l'épaulement des clins des tôles et la suppression des couvre-joints des abouts; par M. LE GO, Ingénieur de la Société des Forges et Chantiers de la Méditerranée.
- Influence des dimensions transversales des pièces sur les résultats obtenus par la trempe. L'écroissage et sur la forme de certaines ruptures; par M. SIMONOT, Ingénieur de la Marine.
- Au sujet de quelques travaux exécutés à la tâche à l'arsenal de Fou-Tchéou; par M. DOYÈRE, Ingénieur de la marine.
- Nouvel outillage portatif pour le perçage sur les navires en construction; par M. LOUIS MOISSENET, Ingénieur de la Marine.
- Sur les divers moyens de transport de la force dans les chantiers et ateliers; par M. L. RAVIER, Ingénieur de la Marine.
- Considérations stratégiques et tactiques relatives à l'étude des navires de guerre; par M. WOODWARD, Ingénieur de la Marine des États-Unis.
- Relèvement optique des objets immergés; par M. DIBOS, Ingénieur, Lauréat de l'Institut.

VOLUME N° 11 (ANNÉE 1900).

- Discours prononcé à l'ouverture du Congrès d'Architecture et de Construction navales; par M. DE BUSSY, Membre de l'Institut, Inspecteur général du Génie maritime en retraite. Président de la Commission d'organisation.
- Stabilité d'un paquebot après un abordage en mer, dispositions propres à prévenir le chavirement; par M. BERTIN, Directeur du Génie maritime.
- Note sur une application de la théorie de la stabilité à angles finis; par M. VAN MEERTEN, Ingénieur de la Marine Néerlandaise.
- Note sur un nouvel appareil de calcul: *L'exposant-mètre totalisateur*. Application au calcul des carènes inclinées; par M. BONNET, Ingénieur des Forges et Chantiers de la Méditerranée.
- Nouvelles recherches sur la résistance des carènes et le fonctionnement des bateaux; par M. HAACK, Membre de la Schiffbautechnische Gesellschaft.

Note sur la résistance au mouvement d'un navire, lorsque les dimensions dans le sens de la longueur, de la largeur ou de la profondeur sont modifiées dans un rapport constant; par M. GIUSEPPE ROTA, Ingénieur en chef du Génie Naval Italien.

Formules pratiques sur le mouvement du navire; par M. APOXASSIEF, Sous-Inspecteur général des travaux mécaniques, Membre honoraire du Comité technique de la Marine militaire Russe.

Contribution à la théorie des hélices propulsives; par M. RATEAU, Ingénieur des Mines.
Des hélices propulsives; par M. STÉPHANE DRZEWIECKI, Ingénieur.

Adoption d'un système rationnel d'unités dans les questions de construction navale; par M. HAUSER, Ingénieur en chef de la Marine, en retraite.

Unification des résultats des calculs de navires; par M. BILES, Professeur d'Architecture Navale à l'Université de Glasgow.

Les cuirassés-croiseurs, les destroyers-estafettes et les torpilleurs sous-marins. Les trois fusions futures; par M. le Colonel VITTORIO-E. CUNIBERTI, Ingénieur en chef du Génie Naval Italien.

Le navire de combat de l'avenir; par MM. F.-C. GOODALL, M. I. N. A., et A.-C. HOLZAPFEL.

Note sur l'application des lois sur le jaugeage des navires en divers pays; par M. ISAKSON, Inspecteur du Lloyd's Register, Membre de l'Institution des Naval Architects.

Compte rendu des expériences faites sur un générateur Niclausse spécialement construit par la Société des générateurs inexplorables, brevets Niclausse, pour déterminer, aux différentes allures de combustion, la vaporisation de chacun des étages de tubes. Déduction de quelques considérations pouvant être utilement appliquées à l'étude et à la construction des générateurs multitubulaires; par M. DUGÉ DE BERNONVILLE, Ingénieur de la Marine, Ingénieur en chef des ateliers J. et A. Niclausse.

Étude sur les chaudières; par M. MONTUPET, Ingénieur-Constructeur.

Mesures comparées des vibrations observées sur les croiseurs *Hansa* et *Vineta* de la Marine Allemande; par M. G. BERLING, Marinebaumeister, Membre de la Schiffbau-technische Gesellschaft.

Des vibrations des vapeurs; par M. OTTO SCHLICK.

Propulsion des navires par disques avec mouvement rectiligne alternatif et transmission par bandes métalliques; par M. GARIN Y SOCIATS, Capitaine de vaisseau de la Marine Espagnole, Général de la Armada.

Fatigue des tuyautages de vapeur produite par leur dilatation à chaud; par M. SIMONOT, Ingénieur du Génie maritime.

Note au sujet des essais d'un bateau de rivière à hélices multiples; par M. CH. DOYÈRE, Ingénieur en chef de la Marine.

Protection des carènes de navires contre l'attaque des torpilles automobiles et l'action de l'éperon, et changement possible des formes et des proportions des navires de guerre pour assurer cette protection; par M. E.-E. GOULAIIEFF, Ingénieur des Constructions Navales de la Marine Impériale Russe.

Mémoire sur un type nouveau de navire sans tangage et sans roulis, inchavirable et insubmersible après abordage; par M. TURC, Lieutenant de vaisseau.

Construction des vapeurs pétroliers en Suède; par M. HUGO-G. HAMMAR, Ingénieur des Constructions navales.

Bateaux-feux et vapeurs d'inspection du Service des phares des États-Unis; par

M. WALFRID-T. SYLVEN, Naval Architect and Marino Engineer, Membre de la Société Américaine des Naval Architects and Marino Engineers.

Les installations électriques à l'arsenal de Lisbonne et à bord du croiseur *Rainha Da Amelia*; par M. CRONEAU, Ingénieur en chef de la Marine, Directeur de l'Arsenal de Lisbonne.

Note sur le renflouage; par M. DAVID-W. NOAKES, Ingénieur.

Le dock flottant comme auxiliaire d'un navire de guerre; par M. LYONEL CLARK.

Appareils de manœuvre et de fixation des remorques en fil d'acier; par M. MOISSENET, Ingénieur en chef de la Marine.

Écrans hydrauliques; par M. DIBOS, Ingénieur maritime, Lauréat de l'Institut.

De l'Architecture navale considérée au point de vue des affaires et de l'influence qu'elle exerce sur le commerce; par M. THÉOPHILE-V.-S. ANGIER, Associé de l'Institution des Naval Architects.

Description du chantier de Newport News Shipbuilding and Dry Dock Company; par M. M.-S. CHACE, Ingénieur civil des Constructions navales.

TABLE DES MATIÈRES.

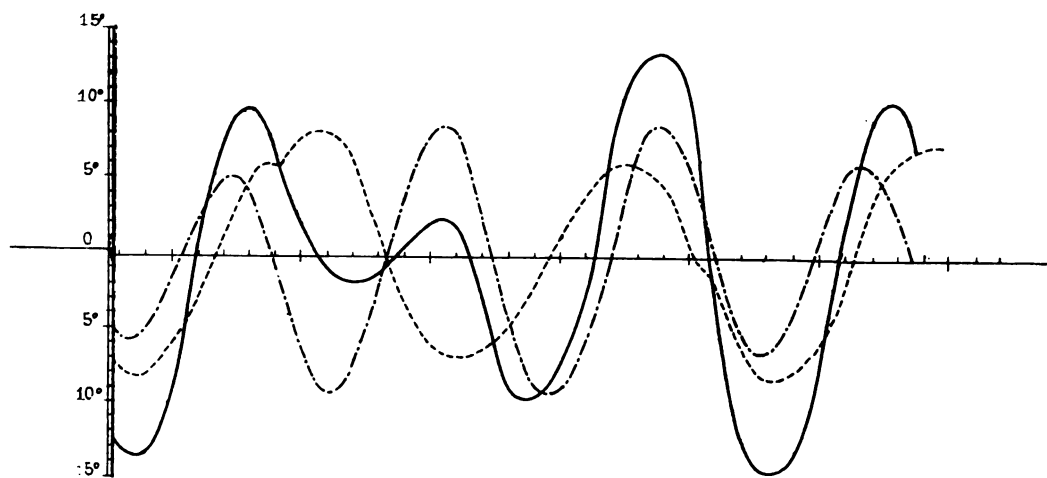
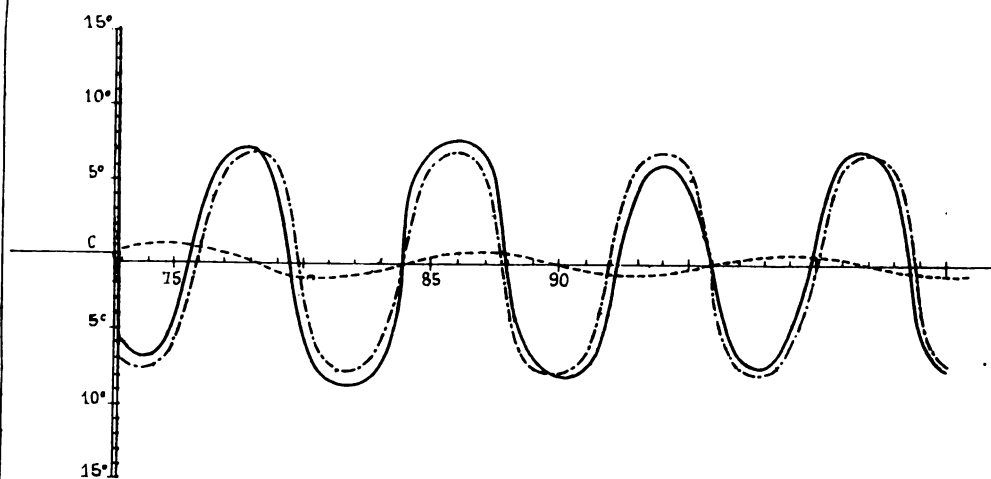
	Pages.
Statuts.....	V
Liste des membres du Bureau et du Comité d'études.....	XI
Liste des membres donateurs.....	XII
Liste des membres adhérents.....	XIII
Douzième session de l'Association technique maritime.....	XXIII

SESSION DE 1901.

Quelques remarques sur les courbes différentielles et intégrales. Étude de ces courbes en coordonnées polaires; par M. ALEX. BASSETTI, Ingénieur civil des Constructions navales.....	I
Théorie générale des oscillations du navire sur une mer houleuse (suite et fin); par M. A. KRILOFF, Professeur à l'Académie Navale de Saint-Petersbourg.....	23
Sur les avantages que présente, pour les navires de guerre, la combinaison d'une faible acuité et d'une grande surface propulsive; par M. J.-A. NORMAND.....	55
Au sujet de la surface propulsive d'une hélice; par M. DOYÈRE, Ingénieur en chef de la Marine, Directeur de l'arsenal de Fou-Tchéou.....	59
Du choix des éléments déterminant les hélices propulsives permettant leur facile comparaison entre elles; par M. S. DRZEWIECKI, Ingénieur.....	71
Note sur des essais d'hélice effectués sur les contre-torpilleurs <i>Dunois</i> et <i>Lahire</i> ; par M. LAUBEUF, Ingénieur en chef de la Marine.....	93
Chaudière marine du système Solignac et Grille; par MM. SOLIGNAC et GRILLE, Ingénieurs-Constructeurs.....	101
Note sur le moteur à vapeur de M. le Comte DE CHARDONNET.....	117
Sur la détermination des forces d'inertie dans les machines alternatives; par M. LE-LONG, Ingénieur de la Marine.....	121
Note sur l'installation des lignes d'arbres dans les embarcations rapides à pétrole; par M. A. TELLIER FILS, Ingénieur-Constructeur.....	141
Disperser de brouillard (fog disperser); par M. DIBOS, Ingénieur-conseil, Lauréat de l'Institut.....	145
Note sur les projecteurs-sigaux électriques de la marine française entre Calais et Douvres; par M. DIBOS, Ingénieur-conseil, Lauréat de l'Institut.....	149

PLANCHES.

- I à III. — Théorie générale des oscillations du navire sur une mer houleuse (suite et fin).
- IV. — Note sur des essais d'hélice effectués sur les contre-torpilleurs *Dunois* et *Lahire*.
- V. — Note sur l'installation des lignes d'arbres, dans les embarcations rapides à pétrole.

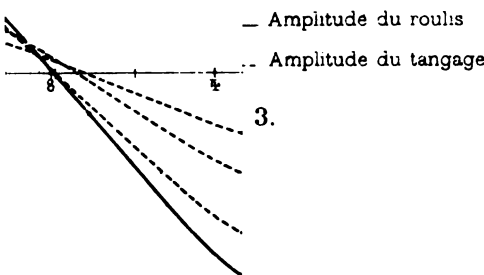


COULE

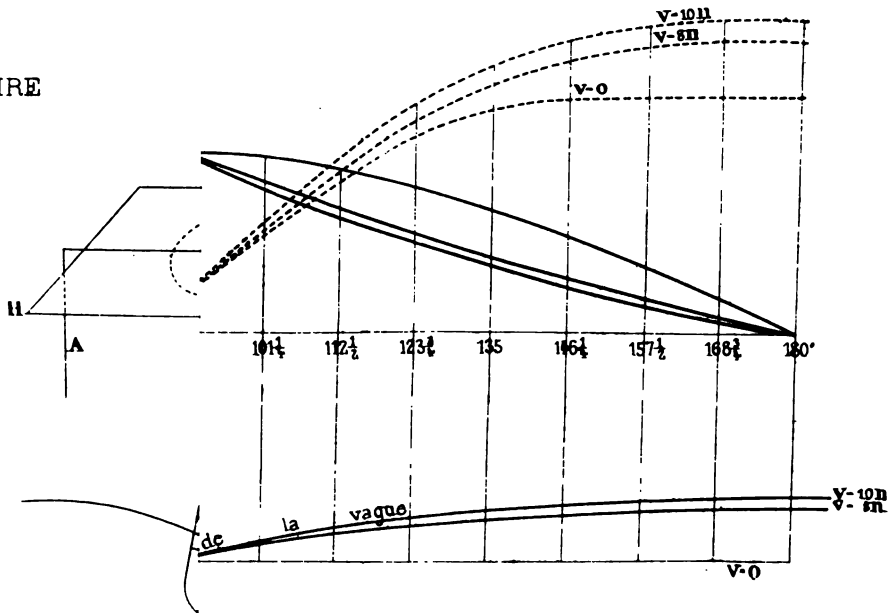
DU ROULIS ET DU TANGAGE

itesse du navire

is forcées)



AVIRE



- P P Verticale
- AB Plan décrit par
- HH Plan horizontal
- CZ Axe diamétral
- Angle O C Z Inclina
- Z C N Inclina
- O C i Bande
- O C K Bande

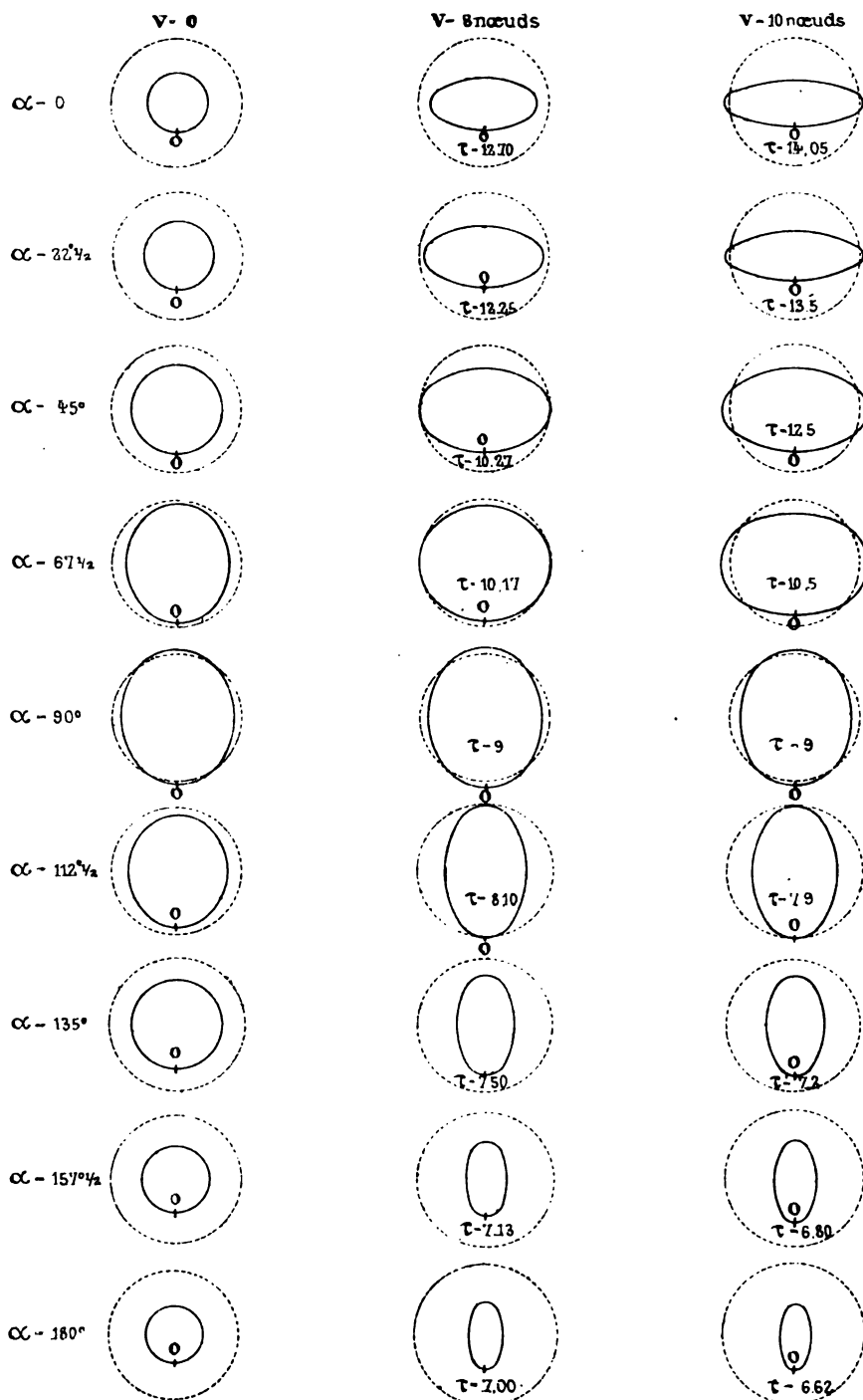


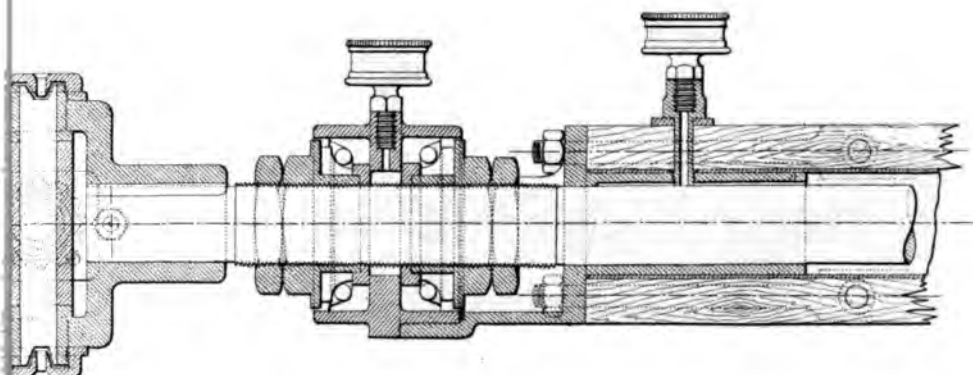
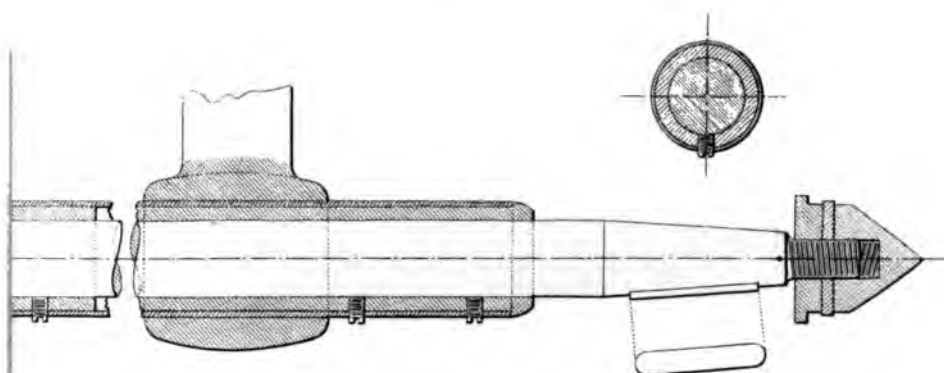
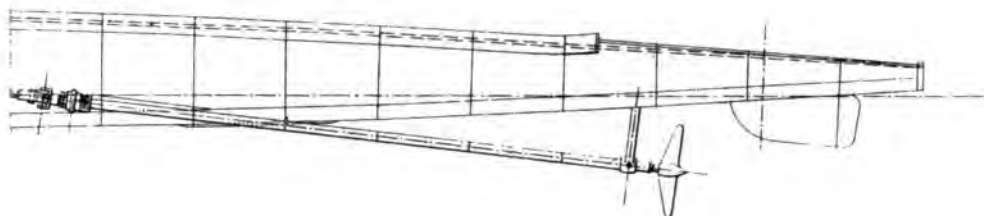
MÉMOIRE DE M. KRILOFF

BULLETIN DE L'ASSOCIATION TECHNIQUE MARITIME

N° 12 — Session de 1901. Pl. III.

TRAJECTOIRE DU C. DE G. DU NAVIRE







Stanford University Libraries



3 6105 015 850 204

Stanford University Library
Stanford, California

In order that others may use this book, please
return it as soon as possible, but not later than
the date due.



PRINTED IN U.S.A.

